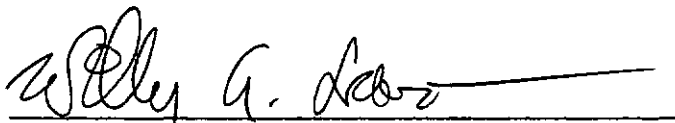


DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS "ELÁSTICOS" DO
SOLO RESIDUAL COMPACTADO DA BARRAGEM DE
ITAUBA

Roberto Bastos Guimarães

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE
PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE
JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO
GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIA (M.Sc.)

Aprovada por:


Willy Alvarenga Lacerda-Presidente


Mauro Lucio G. Werneck


Paulo Teixeira da Cruz

ESTADO DO RIO DE JANEIRO - BRASIL
MARÇO DE 1977

A meus pais

AGRADECIMENTOS

A Willy Alvarenga Lacerda pela orientação, exemplo, dedicação, paciência e, acima de tudo, pela amizade.

A Moacyr Schwab de Souza Menezes pelo estímulo e conselhos úteis dados durante o curso de graduação.

A Cláudio Mahler e Mauro Lúcio Guedes Werneck pelas discussões travadas durante a elaboração deste trabalho.

A todos os professores da COPPE em especial os da área de mecânica dos solos.

Aos estagiários, então engenheirandos, Jorge Luis Correa Bastos e Cláudio Herckenhoff pela ajuda e boa vontade.

Ao amigo Álvaro Augusto Dellê Vianna pela competência e dedicação na execução dos ensaios.

Aos técnicos Antônio Jorge Dellê Vianna, Gilson Fernandes, Imaculada Conceição Soares e Sérgio Iório pela boa vontade.

A todos que direta ou indiretamente colaboraram para consecução deste trabalho.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelo apoio financeiro durante o curso e toda a fase de elaboração deste trabalho.

A Fundação Escola Politécnica e o Centro de Pesquisas e Desenvolvimento (CEPED) pelos apoios financeiros durante parte do desenvolvimento deste trabalho.

A Anselmo que fez os desenhos.

A minha mulher e colega, Suely, pelas discussões e valiosa ajuda.

SUMÁRIO

Este trabalho tem como objetivo uma análise da formulação tensão-deformação proposta por Corotis, Krizek e Farzin em 1974. Esta formulação é aplicada unicamente a problemas que tem a condição das tensões principais totais (σ_1, σ_3) crescerem simultaneamente mantendo sua razão constante ($\sigma_3 : \sigma_1 = \text{constante} = K$); em outras palavras: inclui a trajetória de tensões.

A fim de que fosse efetuada esta análise, foram realizadas três séries de ensaios triaxiais UU, com nove ensaios em cada e, desses nove, em quatro a relação K foi mantida constante, variando, entretanto, de um ensaio para outro. A primeira série foi executada em provetes extraídos de blocos "indeformados" do aterro experimental da barragem de Itauba, RS; a segunda com o mesmo solo do aterro experimental, em provetes compactados por pisoteamento em laboratório e na última houve compactação dos provetes em laboratório por pisoteamento, sendo porém ensaiados em condições de topo e base lubrificados.

Concluiu-se que:

- a formulação é satisfatória;
- a lubrificação na base e topo do provete tem pequeno efeito na formulação e nos ensaios;
- comprovou-se a existência de uma relação entre tensão axial total, deformação axial, K e trajetória de tensões efetivas.

ABSTRACT

This dissertation has an objective an analysis of the stress-strain formulation proposed in 1974 by Corotis, Krizeck and Farzin. This formulation is applied mostly to problems in which the principal total stresses (σ_1, σ_3) increase simultaneously maintaining its ratio constant ($\sigma_3/\sigma_1 = \text{constant}$); in another words: it includes the total stress path.

In order to do the analysis three UU triaxial test series, with pore pressure measurement, were made, with 9 tests in each; of the nine, in 4 the relation K was mantained constant, varying, however from test to test. The first serie was carried out from specimens trimmed from block samples (undis turbed) of sheep's foot roller compacted trial embakment of Itau ba Dam in Rio Grande do Sul State. The second, with the same soil of the same trial embakment, was performed with kneading lab oratory compaction, and in the last the specimens were compacted by kneading in Laboratory and tested under "free ends" conditions (lubrified top and base).

The results indicated that:

- The formulation is satisfactory
- The lubrification of the base and top cap has little (maybe negligible) effect on the formu lation and on the tests results.
- There is a strong relation between axial total stress, axial strain, K and effective stress path.

Í N D I C E

		Pag.
CAPÍTULO	I INTRODUÇÃO	1
I.1	Objetivos	1
I.2	Metodologia	2
I.3	Solo Ensaiado	2
CAPÍTULO	II FUNDAMENTOS	4
II.1	Introdução	4
II.2	Considerações	5
II.2.1	Sobre módulos de Elasticidade	4
II.2.2	Sobre o método usado no presente tra balho para determinação do módulo de Young e coeficiente de Poisson.....	5
II.2.3	Sobre outras formas de se obter E e v	10
II.3	As deformações e o coeficiente de Poisson.....	14
II.3.1	Deformações de "engenharia"versus de formações "naturais"	14
II.3.2	Propriedades das deformações natu rais	16
II.4	Análise em termos de pressões totais e efeti vas	17

II.5	Revisão bibliográfica.....	18
II.5.1	Breve nota	18
II.5.2	Kondner	18
II.5.3	Brinch Hansen	20
II.5.4	Janbu	21
II.5.5	Krizeck e Kay	22
II.5.6	Duncan, Chang, Kulhawy, Seed, Wong..	23
II.5.7	Daniel e Olson	29
II.5.8	Lacerda, Dias, Peixoto	31
II.5.9	Lade, Nobari	33
II.5.10	Breve retrospectiva, Esclarecimentos	35
II.5.11	Trajeto�ria de Tensões em modelos de tensão-deformação	37
	II.5.11.1 Yudhbir e Varadarajan.	37
	II.5.11.2 Corotis, Krizeck e Farzin	39
CAPÍTULO	III RESULTADOS EXPERIMENTAIS	49
III.1	Plano de ensaios	49
III.2	Amostras de campo	49
III.3	Compactação por pisoteamento em Laboratório...	50
III.4	Ensaio�s Triaxiais	51
III.5	Ensaio�s de adensamento oedométrico	53
III.6	Resultados Gráficos	54

		Pag.
CAPÍTULO	IV APLICAÇÃO DAS FORMULAÇÕES DE DUNCAN ET AL E COROTIS ET AL	81
IV.1	Formulação hiperbólica de Duncan <i>et al</i>	82
IV.1.1	Cálculo de R_f e d	82
IV.1.2	Cálculo de K , n , F , G ; c , \emptyset	83
IV.1.3	Resultados - parâmetros adotados...	87
IV.2	Formulação de Corotis <i>et al</i>	89
IV.2.1	Determinação de α e β	89
IV.2.2	Determinação de E_o	91
IV.2.3	Determinação de a e v_o	92
	IV.2.3.1 Determinação de v_o (m <u>e</u> todo direto)	94
	IV.2.3.2 Determinação de a	95
IV.2.4	Resultados - parâmetros adotados ...	96
CAPÍTULO	V DISCUSSÕES	99
V.1	Análise dos resultados dos modelos de Corotis <i>et al</i> , Duncan <i>et al</i> e de laboratório	99
V.1.1	Observações	99
V.1.2	Obtenção dos parâmetros	104
V.1.3	Conclusões	104
V.2	Formulação de Corotis <i>et al</i>	105
V.2.1	Influência dos parâmetros	105
V.2.2	Aspectos positivos	111

	Pag.
V.2.3 Consistência	111
V.2.3.1 Desenvolvimento do mode <u>l</u> o	112
V.2.3.2 Obtenção dos parâmetros	115
V.2.3.3 Resultados	116
V.2.4 Conclusões	119
 CONCLUSÕES E SUGESTÕES	 120
 BIBLIOGRAFIA	 121
 APÊNDICE A MATERIAL EMPREGADO NOS ENSAIOS	 128
 A.1 Aparelho Triaxial	 128
A.1.1 Pedestal para ensaios comuns em pro <u>v</u> etes de 5,08cm de diâmetro	128
A.1.2 Pedestal alargado para ensaios lu <u>b</u> rificados	128
 A.2 Bureta medidora de variação de volume	 129
 A.3 Transdutores de pressão	 130
 A.4 Leitura dos Transdutores	 131
 A.5 Membranas de borracha	 132
 A.6 Papel filtro	 132

		Pag.
A.7	Bancada para ensaios triaxiais tipo tensão controlada	132
A.8	Adensamento	132
A.9	Compactação de Laboratório	133
A.10	Accessórios	133
APÊNDICE B	CALIBRAÇÃO DA EXPANSÃO DA CÉLULA	135
B.1	Ensaio K	135
B.2	Ensaio Comuns	138
B.3	Correção do ar aprisionado	140
APÊNDICE C	MODO DE EXECUÇÃO E CÁLCULO DOS ENSAIOS	141
C.1	Compactação por pisoteamento.....	141
C.1.1	Transposição das características de compactação do molde pequeno para o grande	141
C.1.2	Compactação dos provetes ensaiados.	143
C.2	Ensaio Triaxiais	144
C.2.1	Preparativos	144
C.2.2	O ensaio	145
C.2.3	Cuidados adicionais - lubrificação.	148

	Pag.
C.2.4 Cálculo.....	149
C.3 Ensaio de adensamento oedométrico	151
C.4 Pressão da água nos poros.....	154
C.4.1 Flexibilidade do sistema de medição	154
C.4.2 Uniformização ao longo do provete..	156
APÊNDICE D CORREÇÕES EFETUADAS NA SÉRIE C	158
APÊNDICE E CORREÇÃO DO AR APRISIONADO ENTRE O PRO VETE E A MEMBRANA DE BORRACHA	163
E.1 Introdução	163
E.2 Descrição do Método	163
E.3 Aplicações	164
E.4 Conclusões	169
APÊNDICE D INFLUÊNCIA DA PEDRA POROSA NO TEMPO DE RESPOSTA DA APARELHAGEM DE MEDIÇÃO DE PRESSÃO DA ÁGUA NOS POROS	170

C A P Í T U L O I

INTRODUÇÃO

I.1 OBJETIVOS

A elaboração do método dos elementos finitos permitiu a resolução de um sem-número de problemas de engenharia, introduzindo, porém, a necessidade de um conhecimento maior dos materiais ou das condições dos problemas analisados, devido ao fato de se ter condições de incorporar um número bem mais amplo de variáveis na análise.

O presente trabalho estuda uma formulação tensão-deformação proposta em 1974 por Corotis, Krizek e Farzin, que incorpora trajetórias simples de tensões na determinação dos parâmetros elásticos E e ν - módulo de Young e coeficiente de Poisson.

Por trajetórias simples de tensões, entende-se serem as trajetórias de tensões totais em que a razão $K = \sigma_3 / \sigma_1$ é constante.

Isto representa um passo a mais no conhecimento do comportamento tensão-deformação do solo. Além disso, diversos autores - e.g. Cruz e Massad (1963), Lee e Shubeck (1971), Eisenstein (1974) - tem sugerido que a evolução das tensões totais em diversos pontos ou zonas da barragem deve ser do tipo K, i.é: σ_1 e σ_3 crescem de tal modo que a relação σ_3 / σ_1 permanece constante e igual a K, sendo σ_1 e σ_3 as tensões principais maior e menor respectivamente.

Assim, o objetivo do presente trabalho é o de investigar a formulação supracitada em relação à aplicabilidade ao solo ensaiado e quanto à influência do emprego dos parâmetros obtidos

através de ensaios triaxiais com lubrificação nos topos e bases dos provetes.

I.2

METODOLOGIA

A metodologia adotada para consecução dos objetivos consiste na realização dos ensaios necessários à obtenção dos parâmetros da formulação, aplicá-los para simulação de ensaios triaxiais em que a relação σ_3/σ_1 é mantida constante trajetórias simples de tensão - obter curvas de tensão versus deformação (axiais) e comparar com os resultados de ensaios realizados dessa maneira.

Achou-se conveniente também a aplicação de uma outra formulação já testada para simulação de construção de aterros, escolhendo-se a descrita por Duncan e Wong (1974). Os resultados dessa formulação serão usados puramente com fins comparativos.

Foram executadas três séries de ensaios triaxiais como será descrito no capítulo III. Ensaios em provetes de amostras indeformadas de campo, em provetes compactados em laboratório por pisoteamento e, novamente, em provetes compactados por pisoteamento em laboratório, porém ensaiados com topo e base lubrificados. Pretendeu-se com isso avaliar a influência da lubrificação na aplicação do modelo.

I.3

SOLO ENSAIADO

As amostras foram tipo bloco retiradas do aterro experimental da barragem de Itaúba, localizada no rio Jacuí, aproximadamente a 215km a noroeste de Porto Alegre, entre os municípios de Arroio do Tigre e Júlio de Castilhos. A área de empréstimo C,

cujo material foi usado para execução do aterro experimental, é composta de um solo residual de basalto bastante uniforme nos planos horizontais, e, a medida que se aprofunda, a percentagem de silte aumenta concomitantemente com a umidade, havendo redução dos limites de Atterberg, notando-se a aproximadamente 4,5m uma mudança de coloração do solo, de vermelho escuro para vermelho claro, o solo ensaiado foi da camada superior (acima de 4,5m).

O aterro experimental foi compactado com rolo Hyster Tamping C-410 A com tração de C-519 ou 631 a uma velocidade de 11 a 15km/h. A escarificação das camadas foi executada por discos pesados Rome TCH-32-24 ou 28-24. As amostras tipo bloco foram retiradas sempre das segunda e terceira camadas, nunca das primeiras, tendo 20cm de espessura cada camada.

C A P Í T U L O I I

FUNDAMENTOSII.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo são feitas algumas análises de de terminação do módulo de Young e do coeficiente de Poisson, sendo co mentadas algumas maneiras empregadas ou propostas para suas determi nações.

É introduzido o conceito de deformação específica natural ou verdadeira, definida em 1908 por Ludwig e desprezada pe los engenheiros de solos. Algumas implicações decorrentes do seu emprego são vistas parcialmente, sem apresentar, neste capítulo, re sultados concretos.

Uma revisão bibliográfica sucinta, considerando-se apenas os principais modelos de tensão-deformação em solos, é apre sentada.

II.2 CONSIDERAÇÕESII.2.1 Sobre Módulos de Elasticidade

"Podemos definir, de várias maneiras, tipos de ten sões e de deformações. Por exemplo, tensão simples $\{X_x\}$, tensão cin zalhante $\{X_z\}$, tensão média $\{(X_x+Y_y+Z_z)/3\}$ são tipos de tensões. Os correspondentes tipos de deformações são extensão simples $\{e_{xx}\}$ de formação de cisalhamento $\{e_{yz}\}$, deformação volumétrica $\{e_{xx}+e_{yy}+e_{zz}\}$.

Podemos expressar a deformação de qualquer desses tipos que acompanha a tensão do correspondente tipo, quando não há outras tensões, por uma equação da forma.

$$\text{Tensão} = M \times (\text{Deformação correspondente})$$

Então M é chamado Módulo de Elasticidade".

....."O módulo correspondente à tensão simples é conhecido como módulo de Young para a direção da tensão referida.

O módulo referente à tensão cizalhante que atua sobre um par de planos ortogonais é conhecido como módulo de rigidez para o correspondente par de direções (normais aos planos). O módulo que se relaciona com a tensão ou pressão média é conhecido como módulo de compressão."

E.H. Love (1927) artigo 73p. 106.

O propósito da citação acima é de dirimir dúvidas ou objeções que possam surgir na interpretação de ensaios de laboratório.

II.2.2. Sobre o modo usado no presente trabalho para determinação do módulo de Young e coeficiente de Poisson.

A análise, a seguir, será desenvolvida para ensaios triaxiais em que o provete é um cilindro circular reto e está submetido a um carregamento axial (σ_1) e um carregamento axissimétrico ($\sigma_2 = \sigma_3$), nada impedindo, porém, que tal análise sirva para outras condições desde que sejam feitas as transposições necessárias.

Nesta análise temos as seguintes restrições:

- 1) Solo isotrópico e homogêneo
- 2) Válida a lei de Hooke
- 3) Há homogeneidade de tensões e de deformações.

A partir destas condições e de

$$E \Delta \varepsilon_1 = \Delta \sigma_1 - 2\nu \Delta \sigma_3 \quad (\text{II.1})$$

$$E \Delta \varepsilon_1 = \Delta \sigma_3 - \nu (\Delta \sigma_1 + \Delta \sigma_3) \quad (\text{II.2})$$

Pela condição de isotropia, ν da eq. (II.1) é idêntico a ν da eq. (II.2). Logo,

$$E = \frac{(\Delta \sigma_1 + 2\Delta \sigma_3) (\Delta \sigma_1 - \Delta \sigma_3)}{\Delta \sigma_3 (\Delta \varepsilon_1 - 2\Delta \varepsilon_3) + \Delta \sigma_1 \Delta \varepsilon_1} \quad (\text{II.3})$$

Analogamente com E,

$$\nu = \frac{\Delta \sigma_3 \Delta \varepsilon_1 - \Delta \sigma_1 \Delta \sigma_3}{\Delta \sigma_3 (\Delta \varepsilon_1 - 2\Delta \varepsilon_3) + \Delta \sigma_1 \Delta \varepsilon_1} \quad (\text{II.4})$$

em que:

ε, σ deformação e tensão; subscritos indicam as direções consideradas (das deformações ou tensões principais)

E, ν módulo de Young e coeficiente de Poisson.

Δ simboliza o incremento da grandeza que o segue.

Fundamentalmente uma equação do tipo

$$\varepsilon_1 = \frac{\sigma_1}{E} - \frac{\nu}{E} (\sigma_2 + \sigma_3) \quad (\text{II.5})$$

quer dizer apenas que:

$$\varepsilon_1 \{\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3\} = \varepsilon_1\{\sigma_1\} + \varepsilon_1\{\sigma_2\} + \varepsilon_1\{\sigma_3\}$$

em que:

$\varepsilon_l \{\sigma_i, \sigma_j, \sigma_k\}$ é a deformação na direção l devidas a $\sigma_i, \sigma_j, \sigma_k$.

Isto nos diz que a determinação de E e ν pode ser efetuada quando temos um provete submetido a um estado triaxial de tensões, desde que tenhamos condições de computar os efeitos de todas as tensões. Daí haveremos imposto as três condições restritivas.

Nas eqs. (II.3) e (II.4) se fizermos $\Delta\sigma_3 = 0$, em saios triaxiais corriqueiros, fica:

$$E = \frac{\Delta \sigma_1}{\Delta \epsilon_1} \quad (II.7)$$

$$\nu = \frac{\Delta \epsilon_3}{\Delta \epsilon_1} \quad (II.8)$$

que é a forma usual de se calcular E e ν . Porém se temos um ensaio em que $\Delta\sigma_3/\Delta\sigma_1 = K = \text{constante}$, teríamos:

$$E = \frac{\Delta \sigma_1}{\Delta \epsilon_1} \cdot \frac{(1+2K)(1-K)}{K(1+2\lambda) + 1} \quad (II.9)$$

$$\nu = \frac{K + \lambda}{K(1+2\lambda) + 1} \quad (II.10)$$

$$\text{em que } K = \frac{\Delta\sigma_3}{\Delta\sigma_1} \text{ e } \lambda = - \frac{\Delta\epsilon_3}{\Delta\epsilon_1}$$

Também notamos que as eqs. (II.9) e (II.10) se reduzem às (II.7) e (II.8) quando $K = 0$ ($\sigma_3 = \text{constante}$) e que a partir do ensaio de carregamento isotrópico ($K = 1$) não temos condições de determinar E ou ν . Convém salientar também que a maneira apresentada para se calcular E e ν foi desenvolvida para ensaios triaxiais, de modo que, quando $K = 0$ ($\sigma_3 = \text{Cte}$) considerou-se como estado inicial o provete já deformado, i.e.:

- 1) Aplica-se σ_3
- 2) Aguarda-se equalização de deformações e de pressão nos poros do provete.

- 3) Através de medições realizadas calcula-se as dimensões do proveite.
- 4) Usa-se estas novas dimensões como condições iniciais de ensaio.

Por isso é que consideramos $K = 0$ nos ensaios em que σ_3 é mantido constante, pois, a partir das novas condições iniciais, σ_3 já não exerce nenhuma influência nas deformações.

Nas análises posteriores usaremos o módulo de Young e o coeficiente de Poisson tangentes que têm suas interpretações gráficas na fig. II.1

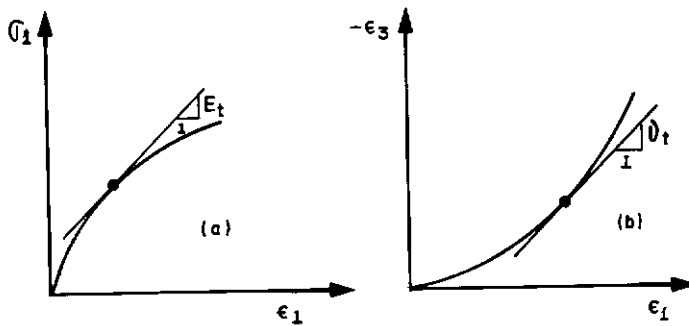


FIG. II.1 a) Módulo de Young tangente
b) Coeficiente de Poisson tangente

$$E_t = \lim_{\Delta \epsilon_1 \rightarrow 0} \frac{\Delta \sigma_1}{\Delta \epsilon_1} \cdot \frac{(1+2K)(1-K)}{K(1+2\lambda) + 1} \quad (\text{II.11})$$

$$\nu_t = \lim_{\Delta \epsilon_1 \rightarrow 0} \frac{K + \lambda}{K(1+2\lambda) + 1} \quad (\text{II.12})$$

Como o presente trabalho versa primordialmente sobre relações tensão deformação que utilizam o processo incremental em termos de pressões totais, nada mais adequado que a aplicação das eqs. (II.11) e (II.12) para cômputo de E_t e ν_t . Como mais tarde

mostraremos, a eq. (II.12) foi usada com pequenas modificações (usamos deformações naturais ou verdadeiras em lugar das deformações de engenharia).

DISCUSSÕES

Nas condições impostas, a lei de Hooke é menos inadequada, principalmente quando se usa análise incremental.

Quanto à isotropia e homogeneidade é a condição que mais se afasta da realidade, pois o nosso solo é compactado e sua posição na curva de compactação está situada no ramo úmido, o que lhe confere uma estrutura provavelmente orientada; sem dúvida anisotrópica em relação à análise elástica.

Quanto à homogeneidade de tensões e deformações ela pode ser considerada como próxima da realidade, ou pelo menos pouco duvidosa, nos ensaios rápidos efetuados em que houve lubrificação no topo e base do provete; inegável sua não existência em ensaios comuns, pois o atrito no topo e na base introduzem tensões cisalhantes e "uniformidade de tensões implica que elas se distribuem de tal forma que cada volume elementar do provete está submetido ao mesmo sistema de tensões simultaneamente" (Scott - 1963 p. 251).

A homogeneidade de deformações nos diz que as funções deslocamentos, u e w são funções lineares das coordenadas, i.e.:

- " 1) Linhas retas permanecem retas.
- 2) Paralelas permanecem paralelas.
- 3) Todas as retas na mesma direção são distendidas ou contraídas na mesma proporção.
- 4) Uma esfera é transformada em um elipsóide e algum conjunto de 3 diâmetros ortogonais da esfera é transformado em um conjunto de diâmetros conjugados do elipsóide.

- 5) Algum elipsóide de certa forma e orientação é transformado em uma esfera e algum conjunto de diâmetros conjugados do elipsóide é transformado em um conjunto de diâmetros ortogonais na esfera.
- 6) Há um conjunto de três retas ortogonais no estado não deformado que permanece ortogonal após a deformação; as direções dessas retas são em geral afetadas pela deformação. No estado não deformado são os principais eixos do elipsóide de (5); no estado deformado são os principais eixos do elipsóide referido em (4)"
(Love 1927 - artigo 6, p. 36).

II.2.3

Sobre outras formas de se obter E e ν

A maneira ortodoxa da teoria da elasticidade linear de obtenção dos parâmetros E e ν é a de se considerar as condições de fronteira do provete ensaiado. Basicamente, para sólidos de revolução, a obtenção envolve a resolução da equação diferencial parcial de quarta ordem, de modo que os deslocamentos axissimétricos em todos os planos que contêm o eixo de revolução sejam iguais.

$$\nabla^4 X = 0 \quad (\text{II.13})$$

As componentes de tensão estão expressas em X.

As funções deslocamentos u (radial) e w (axial), que satisfazem a eq. II.13, foram obtidas em 1889 por C. Chree (Love (1927) artigo 189, p. 276). Posteriormente, em 1902, a partir dos resultados de Chree, Filon apresentou à Philosophical Royal Society (ver Phil. Trans. Royal Soc. Ser A, vol. 198, pp. 147 - 233 ; 1902) um trabalho intitulado "On the Elastic Equilibriums of Circular Cylinder Under Practical Systems of Load" (Love, 1927, Op. Cit.).

As condições de fronteira consideradas por Filon foram:

1. A superfície radial do provete não está sujeita a tensões cizalhantes.
2. Topo e base permanecem planos.
3. Topo e base não expandem no perímetro.
4. Topo e base estão sujeitos a uma pressão resultante.

Quanto à restrição 3, Filon mostra as correções que devem ser feitas para a sua substituição por outra permitindo uma expansão limitada a um certo valor.

Farzin *et al.* (1974 e 1975), de maneira semelhante a Filon, a partir das funções deslocamentos com as mesmas condições de fronteiras estabelecidas por Filon, obtiveram os parâmetros elásticos E , ν . A este método os autores denominaram de método Inverso ("Inverse Method").

Reproduzimos na figura (II.2) os resultados obtidos por Farzin *et al.* (1975) em que é clara a concordância dos módulos obtidos pelo método inverso e o método que adotamos.

É clara também a discrepância que ocorre para baixos valores de pressão axial quando se usa a equação (II.5) (considerando-se $\Delta\sigma_3 \neq 0$). Os ensaios apresentados pelos autores foram executados da seguinte forma:

- 1) Aplica-se σ_3
- 2) Logo a seguir aplica-se σ_d (tensão desviatória), mantendo-se σ_3 constante durante os incrementos de σ_d .

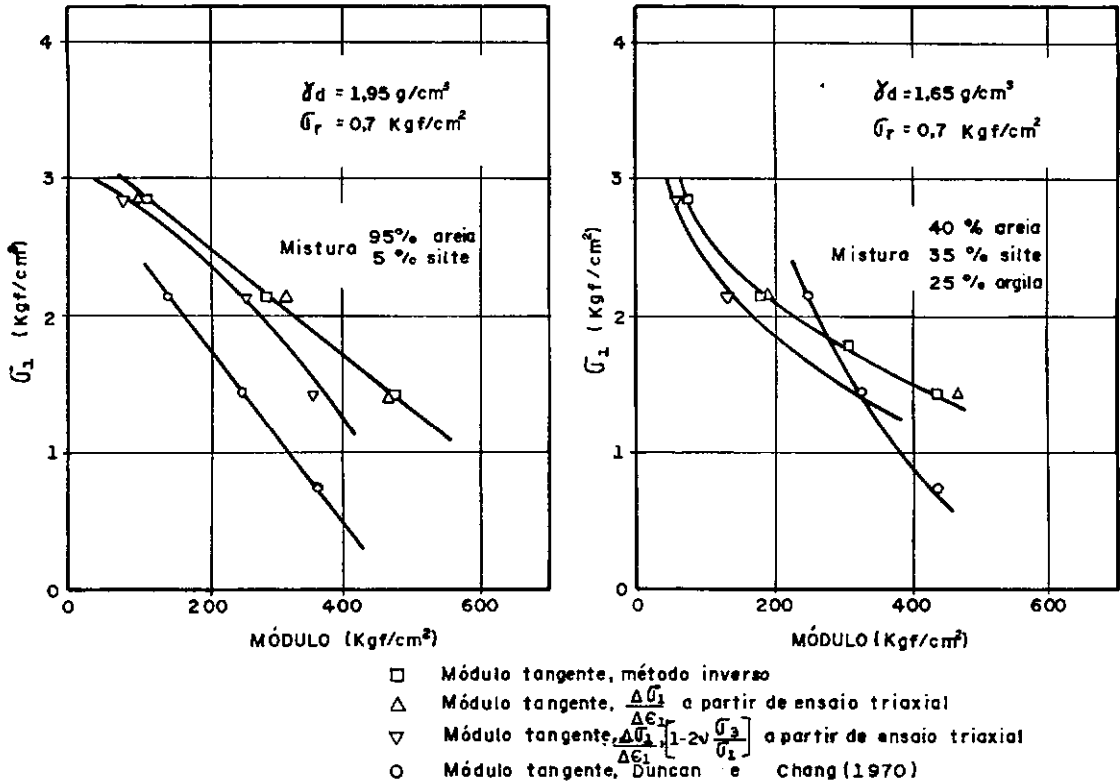


FIG. II 2 Comparação dos módulos obtidos através de vários métodos

(FARZIN ET AL, 1974)

Farzin *et al.* (1974) no desenvolvimento do método inverso chegam à conclusão, a partir das funções que eles adotaram como sendo a solução da equação (II.13), que w (função deslocamento na direção axial) é uma função linear das coordenadas no ponto. Ora, isto significa, conforme vimos anteriormente, que há homogeneidade das deformações axiais. Isto torna o método adotado no presente trabalho mais próximo do método inverso para a determinação de E , pois, pelo menos as deformações axiais em ambos são homogêneas. Daí mais um fator que contribui para a boa concordância no valor de E entre os dois métodos conforme a figura (II.2). Neste mesmo trabalho (1974) os autores mostram também os valores de ν obtidos pelo processo inverso e pela maneira aqui adotada e chegam a conclusão que "a concordância é muito boa e parece razoável o uso da teoria

da elasticidade para caracterizar o comportamento do solo por trechos lineares".

Achamos, então, que o comportamento na figura - (II.2) entre E obtido a partir da equação (II.5) e E obtido pelo método inverso, discordando entre si para baixos valores de σ_1 e se aproximando para maiores valores de σ_1 , possivelmente é devido a que, para pequenos valores de σ_1 não houve tempo para se processar uma grandeza razoável de ϵ_1 devido a σ_3 ; e, quanto maior σ_1 (maior tempo ocorre) maior ϵ_1 devido a σ_3 . O que queremos dizer é que a pura e simples aplicação da equação (II.5) implica também a não dependência de ϵ_1 com o tempo e a maneira como foi executado o ensaio indica a não ocorrência desse cuidado quando da aplicação de σ_3 . Sintetizando: a curto prazo (primeiros carregamentos) o uso da equação (II.5) superestima a influência de σ_3 sobre E , a longo prazo tende a ser uma estimativa mais próxima da realidade.

II.3 AS DEFORMAÇÕES E O COEFICIENTE DE POISSON

II.3.1 Deformações de "Engenharia" versus deformações "Naturais"

Conforme vimos, a eq. (II.8) é válida tanto para ensaios comuns quanto para ensaios de carregamento uniaxial.

$$\nu = - \frac{\Delta \epsilon_3}{\Delta \epsilon_1} \text{ ou}$$

$$\nu_t = - \frac{d \epsilon_3}{d \epsilon_1} \quad (\text{II.14})$$

(Ver fig. II.3)

Para o caso de uma barra submetida a um carregamento u niaxial (fig.II.3) supondo haver homo geneidade de de formações, teria mos:

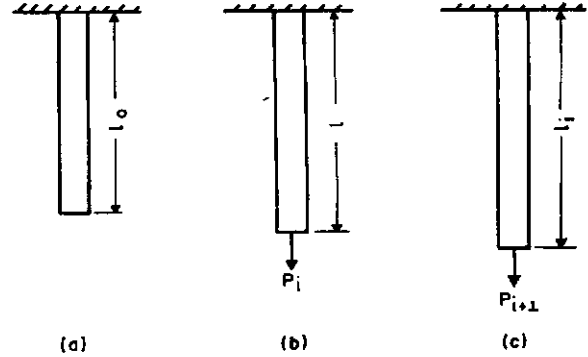


FIG. II 3 Barra sujeita a carregamento unidimensional

Para deformações de engenharia:

$$\epsilon = \frac{l_0 - l}{l_0} \quad (\text{II.15.a})$$

$$\epsilon = \frac{l_0 - l_i}{l_0} \quad (\text{II.15.b})$$

Para deformações naturais ou verdadeiras:

$$d\bar{\epsilon} = \frac{dl}{l} \quad (\text{II.16.a})$$

$$\int_0^{\bar{\epsilon}} d\bar{\epsilon} = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} \quad (\text{II.16.b})$$

$$\Delta \varepsilon = \frac{l_0 - l_i}{l_0} - \frac{l_0 - l}{l_0} \quad (\text{II.15.c})$$

$$\Delta \varepsilon = \frac{l_i - l}{l_0} \quad (\text{II.15.d})$$

$$\Delta \varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (\text{II.15.e})$$

$$\bar{\varepsilon} = \ln \frac{l}{l_0} \quad (\text{II.16.c})$$

$$\bar{\varepsilon} = \ln \left(1 - \frac{l_0 - l}{l_0} \right) \quad (\text{II.16.d})$$

$$\bar{\varepsilon} = \ln (1 - \varepsilon) \quad (\text{II.16.e})$$

A convenção de sinais é a mesma normalmente empregada em mecânica dos solos: encurtamento (+). Porém, como se facilmente vê, a convenção para as deformações naturais é contrária: encurtamento (-).

Imaginemos um provete de altura H_0 e diâmetro D_0 que satisfaça as condições e restrições da análise feita em II.2. Para cálculo de v_t usamos a eq. (II.14) em conjunto com o que foi visto acima. Então no estágio H análogo ao b da fig. II.3 teríamos:

$$v = - \frac{\Delta \varepsilon_3}{\Delta \varepsilon_1}$$

$$v_t = - \frac{d\bar{\varepsilon}_3}{d\bar{\varepsilon}_1}$$

$$v = - \frac{\frac{\Delta D}{D_0}}{\frac{\Delta H}{H_0}}$$

$$v_t = - \frac{\frac{dD}{D}}{\frac{dH}{H}}$$

$$v_t = - \frac{\Delta D}{\Delta H} \cdot \frac{H_0}{D_0}$$

$$v_t = \lim_{\Delta H \rightarrow 0} \frac{\Delta D}{\Delta H} \cdot \frac{H_0}{D_0}$$

$$v_t = - \frac{dH}{dH} \cdot \frac{H_0}{D_0} \quad (\text{II.17})$$

$$v_t = - \frac{dD}{dH} \cdot \frac{H}{D} \quad (\text{II.18})$$

A comparação das duas eqs. (II.17) e (II.18) mostra que quando consideramos as deformações "verdadeiras" em lugar das

deformações de "engenharia" estamos considerando a geometria do provete no momento em lugar de considerar a geometria inicial. A diferença ã patente quando confrontamos as eqs. (II.15.e) e (II.16.e)

$$(II.15.e) \quad \Delta \epsilon = \frac{\Delta \ell}{\ell_0} \quad \text{refere-se ao comprimento inicial da barra}$$

$$(II.16.e) \quad d\bar{\epsilon} = \frac{d\ell}{\ell} \quad \text{refere-se ao comprimento da barra no instante considerado.}$$

Devemos nos lembrar que a teoria da elasticidade linear é elaborada para pequenas deformações e seus parâmetros são definidos para estas condições. O uso de "parâmetros tangentes" (E_t , ν_t) determinados pelo uso de deformações naturais permite que se passe como se a teoria elástica linear fosse sempre aplicável, porque "sempre" teremos pequenas variações de deformações e as condições geométricas do objeto em estudo no momento.

Isso deve ser enfatizado quando se usa a análise incremental porque geralmente as condições geométricas da obra analizada, no final de uma etapa, serão usadas como condições iniciais da próxima etapa. Case se utilize em todos os incrementos sempre as condições geométricas do início da obra, deve se usar as deformações de engenharia e os parâmetros obtidos com estas deformações. Neste caso, eles já não terão as mesmas interpretações que são efetuadas a pequenas deformações; por exemplo: $\nu_t = 0,5$ a grandes deformações de engenharia, já não indica que o solo seja incompressível.

II.3.2 Propriedades das deformações naturais

Pela teoria da elasticidade linear:

$$1 - \epsilon \text{ vol} = (1 - \epsilon_1) (1 - \epsilon_2) (1 - \epsilon_3) \quad (II.19)$$

e desprezando-se os produtos dos $\epsilon\epsilon$.

$$\epsilon_{vol} \approx \epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 \quad (II.20)$$

Em que ϵ_{vol} é deformação específica volumétrica
Aplicando-se logarítimos em (II.19)

$$\ln (1 - \epsilon_{vol}) = \ln (1 - \epsilon_1) + \ln (1 - \epsilon_2) + \ln (1 - \epsilon_3) \quad (II.21.a)$$

$$\bar{\epsilon}_{vol} = \bar{\epsilon}_1 + \bar{\epsilon}_2 + \bar{\epsilon}_3 \quad (II.21.b)$$

Válido para qualquer grandeza de deformação.

Para pequenas deformações:

$$\epsilon \approx \bar{\epsilon} \quad (II.22)$$

Numericamente, em nossos ensaios, dentro da precisão conseguida (três algarismos significativos), a eq. (II.22) é válida até para valores de ϵ próximos a 7%.

Outras importantes consequências advindas do uso de deformações naturais são encontradas em, por exemplo, Mendelson (1970).

Adiantamos, desde já, que empregamos estas deformações para cálculo de v_t (eq. II.12) e que sua influência do cômputo de E foi considerada desprezível.

II.4 ANÁLISE EM TERMOS DE PRESSÕES TOTAIS E EFETIVAS

Por definição, pressão efetiva é a pressão controladora da deformabilidade dos sólidos, porém nada impede que consideremos que tudo se passe como se a deformabilidade dependesse das tensões totais.

Assim, quando estabelecemos (supomos) que as deformações de um sólido são devidas à variação das pressões efetivas

(totais), estamos realizando uma análise em termos de pressões efetivas (totais).

II.5 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

II.5.1 Breve nota

Como já é por demais comentado, citado e recapitulado por diversos autores, as facilidades introduzidas pelo cálculo através de computadores e pela formulação do método dos elementos finitos abriram caminhos para a resolução de velhos problemas. Entre esses situam-se relações tensão-deformação de solos, relações para diversos tipos de carregamento, diferentes histórias de tensões a que foi submetido o solo. Sobre algumas dessas relações, suas formulações, seus surgimentos, é o que discorreremos a seguir.

II.5.2 Kondner

Em 1963, Robert L. Kondner propôs uma relação hiperbólica entre as tensões desviatórias (σ_d) e a deformação específica axial (ϵ_1) de provetes submetidos a ensaios triaxiais. Segundo Kondner:

$$\sigma_d = \frac{\epsilon_1}{a + b \epsilon_1} \quad (\text{II.23})$$

em que a e b são constantes tiradas através da fig. (II.4.b)

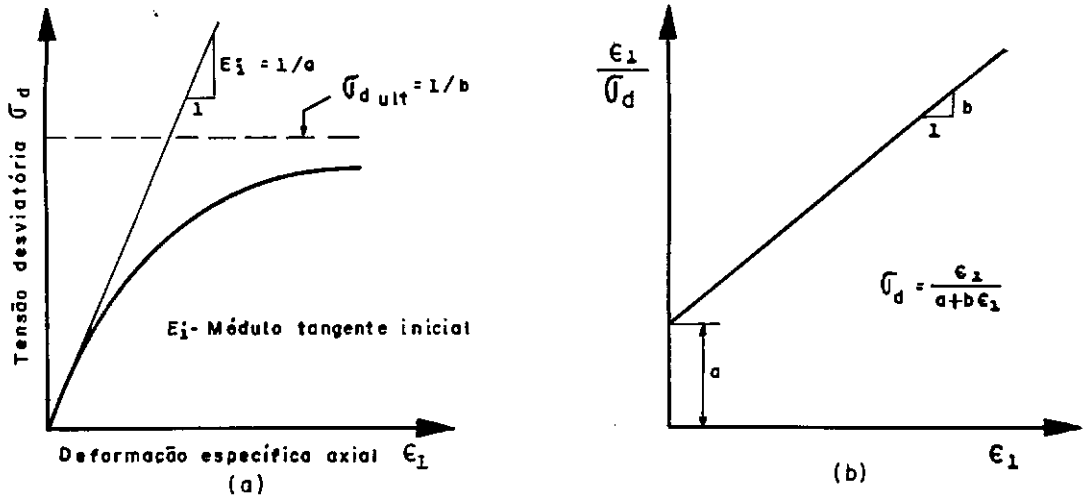


FIG. II.4 Modelo hiperbólico de Kondner;
interpretação das constantes

A proposição de Kondner, como se vê, nada mais é que o ajustamento de uma hipérbole equilátera, que passa pela origem, aos pontos obtidos do ensaio triaxial. Kondner, no mesmo trabalho, reconhece que geralmente

$$\sigma_d \text{ rotura} \neq \frac{1}{b} \quad (\text{II.24})$$

e propões o parâmetro K

$$K = \frac{\sigma_{d \text{ ult}}}{\sigma_{d \text{ rotura}}} ; \quad (\text{II.25})$$

em que K varia de um ensaio para outro com diferente pressão confinante, tendo, porém, valores próximos entre si.

II.5.3

Brinch Hansen

Brinch Hansen (1963) sugere outras fórmulas como sendo mais adequadas, conforme os resultados obtidos, tais como:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\epsilon}{a + b\epsilon}} \quad (\text{II.26})$$

"boa quando a curva experimental começa parabolicamente do tipo $\epsilon = c\sigma^2$ ",

$$\sigma = \frac{\sqrt{\epsilon}}{a - b\epsilon} \quad (\text{II.27})$$

"deve ser tentada quando atinge um máximo e depois decresce" em que: a, b, c - constantes.

σ, ϵ - tensão e deformação.

Desde há muito, para outros materiais como metais, tem-se sugerido um comportamento da forma:

$$\sigma = c\epsilon^n \quad c, n - \text{constantes} \quad (\text{II.28})$$

A equação (II.28) é básica; dela derivam algumas teorias que descreveremos a seguir.

II.5.4

Janbu

Janbu (1963) sugeriu para cálculo de recalques um procedimento, diferente da teoria clássica de adensamento, que fundamentalmente é da mesma linha expressa pela eq. (II.28). Posteriormente veremos que Corotis *et al.* propuseram uma teoria de relação tensão-deformação, que é o principal objeto de estudo do nosso trabalho, que também segue a mesma linha dessa equação.

Segundo Janbu (1963):

$$M = m_{pa} \left(\frac{\sigma'}{p_a} \right)^{1-a} \quad (\text{II.29})$$

em que:

m - módulo numérico ("modulus number")

p_a - pressão atmosférica, usada apenas para tornar a equação dimensionalmente correta.

a - um número compreendido entre 0 e 1

σ' - pressão efetiva no solo

Graficamente temos a representação de (II.29) na fig. II.5.b.

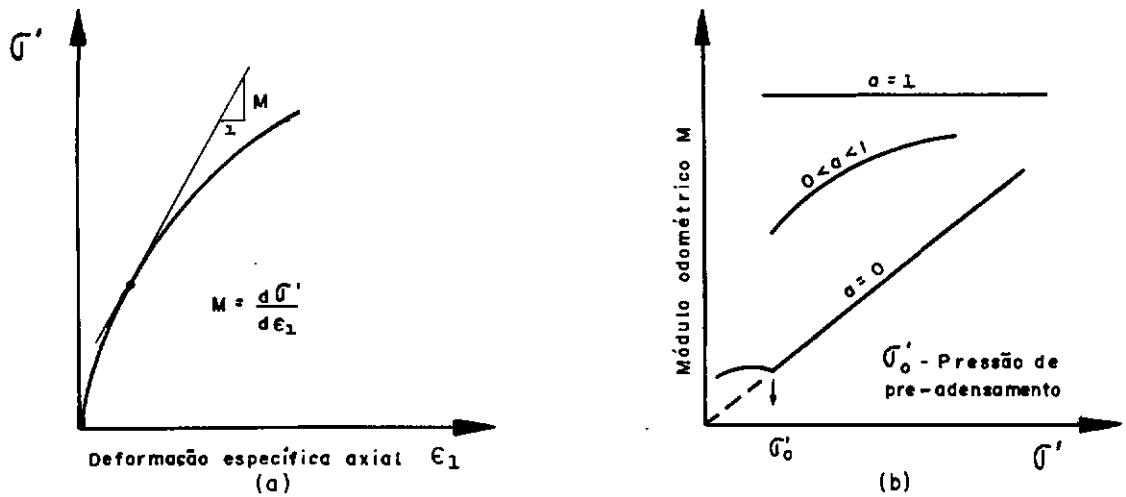


FIG. II 5 Modelo de Janbu

a) Definição do módulo tangente

b) Comportamento dos módulos para os diferentes tipos de solos

II.5.5

Krinzek e Kay

Krinzek e Kay (1972) sugerem uma generalização da eq. de Janbu (II.29), partindo das características do ensaio odométrico,

$$1) \quad \sigma_2 = \sigma_3 = K_0 \sigma_1$$

$$2) \quad \epsilon_1 = \epsilon_{vol},$$

e propõem a equação generalizada (II.30)

$$M = m^* \, p_a \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{p_a} \right)^{1-n^*} \quad (II.30)$$

em que: m^* , n^* - parâmetros empíricos análogos a "m" e "a" da eq. (II.29).

p_a - pressão atmosférica

K_0 - coeficiente de empuxo de repouso do solo

A partir de (II.30), aplicando $\sigma_2 = \sigma_3 = K_0 \sigma_1$, chegamos a

$$M = m^* (1+2 K_0)^{1-n^*} p_a \left(\frac{\sigma_1}{p_a} \right)^{1-n^*} \quad (\text{II.31})$$

Cremos, porém, pelas suas exposições em 1967.b, - que Janbu tinha plena consciência das várias modalidades em que sua equação podia ser apresentada e adotou a forma de (II.29) por questão de simplicidade. Conceitualmente, as eqs. (II.30) e (II.31) relacionam a pressão média ou hidrostática com a variação de volume da amostra ($\varepsilon_1 = \varepsilon_{vol}$), sendo, então M um módulo de elasticidade, conforme o exposto no item II.1.

Na fig. (II.5.b) quando $a = 0$ temos um trecho retilíneo de $M \times \sigma'$ para $\sigma' > \sigma_o'$; isto traduz a existência de uma relação retilínea entre $\log \sigma' \times e$ (índice de vazios) para $\sigma' > \sigma_o'$. Para $\sigma' < \sigma_o'$ a relação $M \times \sigma'$ já não é mais linear. Possivelmente este fenômeno seria devido à influência de K_0 . Estudos de Brooker e Ireland (1965) mostram a variação de K_0 com o índice de plasticidade e com a razão de pré-adensamento a que está submetida a amostra. Assim poderia ser que a inclusão de K_0 na relação $\sigma' \times M$, como expressa a eq. (II.31), nos levasse a valores fixos de " m^* " e " n^* " na mesma equação. Neste caso, a não linearidade da relação $\sigma' \times M$ dever-se-ia unicamente à variação de K_0 com a razão de pré-adensamento. Embora tratado sumariamente este é um assunto que merece maior atenção.

II.5.6

Duncan, Chang, Kulhawy, Seed, Wong

Duncan e Chang (1970), usando a formulação hiperbólica de Kondner (II.23), juntamente com a de Janbu (II.29) e com o critério de rotura de Mohr, estabeleceram uma análise de tensão-deformação pelo método dos elementos finitos.

De Kondner:
$$\sigma_d = \frac{\epsilon_1}{a + b\epsilon_1}$$

$$\sigma_d = \frac{\epsilon_1}{\frac{1}{E_i} + \frac{R_f \epsilon_1}{\sigma_{df}}}$$

em que: $R_f = \frac{\sigma_{df}}{\sigma_{d \text{ ult}}}$, σ_{df} = σ_d na rotura e
 $\sigma_{d \text{ ult}}$ = σ_d máximo da hipérbole.

De Janbu: $E_i = K \text{ pa} \left(\frac{\sigma_3}{\text{pa}} \right)^n$ (II.33)

As determinações de K e n são ilustradas na fig. (II.6)

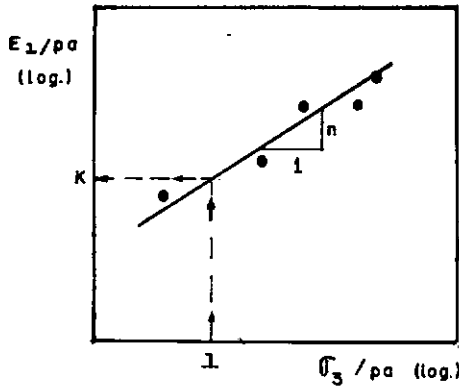


FIG. II.6 Determinação de K e n

O E_i , empregado para determinação de K e n, não é o módulo inicial da curva experimental de $\sigma_d \times \epsilon_1$; E_i é tirado da hipérbole ajustada aos pontos experimentais. A fig. (II.7) explica "per si" a maneira de se determinar E_i .

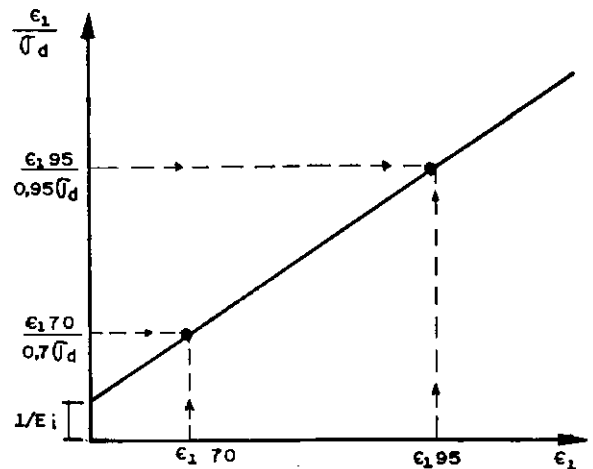
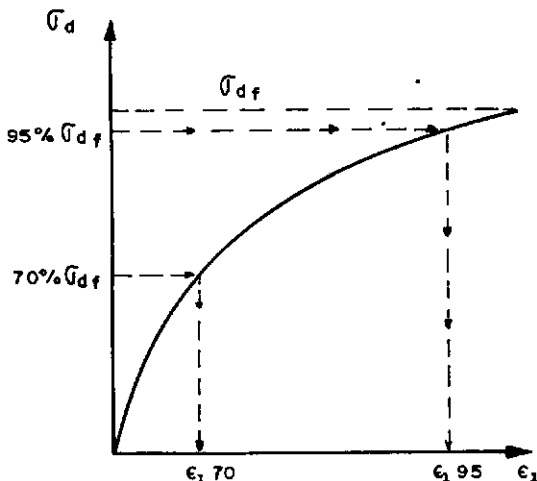


FIG. II.7 Determinação de E_i segundo Duncan e Chang (1970)

Duncan e Chang justificam a sua maneira de determinar E_i baseados em suas experiências. "Através de tentativas, a chou-se que a melhor escolha em relação a concordância geral era $S = 0,70$ e $S = 0,95$ ou 70 e 95% da resistência mobilizada. O mesmo procedimento foi considerado bom para uma variedade de outros solos também."

(IBD p. 1637)

De Mohr: $(\sigma_3 = \text{constante})$

$$\sigma_{d_f} = \frac{2 c \cos \phi + 2 \sigma_3 \sin \phi}{1 - \sin \phi} \quad (\text{II.34})$$

c - coesão

ϕ - ângulo de atrito interno

Com a condição de $\sigma_3 = \text{constante}$, o módulo de Young tangente (Duncan e Chang chamam-no módulo tangente), E_t , fica

$$E_t = \frac{\partial (\sigma d)}{\partial \epsilon} \quad (\text{II.35})$$

Aplicando-se à formulação de Kondner, eq. (II.32)

$$E_t = \frac{\frac{1}{E_i}}{\left(\frac{1}{E_i} + R_f \frac{\epsilon_1}{\sigma_{d_f}} \right)^2} \quad (\text{II.36})$$

Substituindo-se ϵ_1 a partir da eq. (II.32) em (II.36).

$$E_t = (1 - R_f S)^2 E_i \quad (\text{II.37})$$

em que $S = \frac{\sigma d}{\sigma_{d_f}}$

S = fração mobilizada da resistência

Usando as formulações de Janbu (II.33) e Mohr (II.34) em (II.37) resulta em:

$$E_t = \left[1 - \frac{R_f (1 - \sin \phi) \sigma_d}{2c \cos \phi + 2\sigma_3 \sin \phi} \right]^2 K_{pa} \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^n \quad (\text{II.38})$$

A eq. (II.35) exige como condição $\sigma_3 = C \frac{te}{\sigma_3}$, logo, para análise em termos de pressões efetivas, $\sigma_3' = C \frac{te}{\sigma_3}$ é condição essencial.

Numa análise a pressões efetivas faríamos ensaios drenados e usaríamos parâmetros efetivos (c' ; ϕ' ; σ'), a pressões totais usaríamos parâmetros obtidos em termos de pressões totais (c ; ϕ ; σ).

Quanto ao parâmetro R_f , correspondente a K na nomenclatura de Kondner, Duncan e Chang postularam sua independência com a pressão confinante. R_f varia de 0,74 a 1,00 - Duncan e Chang (1970), Daniel e Olson (1974), Wong e Duncan (1974) - de acordo com o tipo de solo, e, para o mesmo solo, independe da pressão confinante. Normalmente, Duncan e Wong (1974) usam um valor constante obtido através da média aritmética dos R_{ff} calculados dos ensaios. Posteriormente, Daniel e Olson (1974) fizeram uma tentativa de incorporar a variação de R_f com a pressão confinante e chegaram à conclusão que o uso das correlações analisadas poderiam levar a maiores erros que o emprego de um valor constante médio de R_f .

Duncan e Chang (1970) assim como Daniel e Olson (1974) e como Wong e Duncan (1974) consideram o coeficiente de Poisson tangente como sendo dado por:

$$\nu_t = \frac{\Delta (\epsilon_1 - \epsilon_{vol})}{2 \Delta \epsilon_1} \quad (\text{II.39})$$

Isso implicitamente aceita a eq. (II.20) em lugar da eq. (II.19). Acontece que os casos analisados por esses autores nem sempre sofrem apenas pequenas deformações, o que, finalmente, invalida a eq. (II.39)

Também a simples aplicação da eq. (II.19) para cálculo de v_t (ver eq. II.40) poderia ser até pior porque poderia fornecer valores de v_t maiores que 0,5 sem ter havido expansão do provete.

$$v_t = \frac{\sqrt{\frac{1 - \Delta \epsilon_{vol}}{1 - \Delta \epsilon_i}} - 1}{\Delta \epsilon_1} \quad (II.40)$$

Duncan e Chang (1970) não apresentam nenhum modelo matemático para estimativa de v_t , embora em 1969 Kulhawy, Duncan e Seed já houvessem proposto um ajustamento hiperbólico entre ϵ_1 e $-\epsilon_3$

$$\epsilon_1 = \frac{-\epsilon_3}{v_i - C \epsilon_3} \quad (II.41)$$

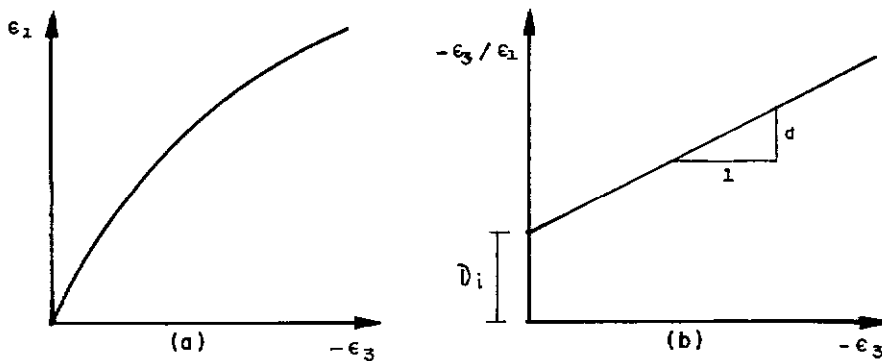


FIG. II.8 Relação hiperbólica entre ϵ_3 e ϵ_1

Explicitando-se ε_3 na eq. (II.41) e derivando-se em relação a ε_1 para estimativa de v_t :

$$v_t = \frac{v_i}{(1 - d\varepsilon_1)^2} \quad (\text{II.42.a})$$

Wong e Duncan (1974) apresentam, de forma didática, o último elo: a formulação do coeficiente de Poisson a partir de Kulhawy *et al* (1969). A determinação de v_i é análoga à de E_i (comparar figs. II.7 e II.8); usa-se ε_1 95 e ε_1 70, correspondente a $S = 95$ e 70% , para cálculo de ε_3 95 e ε_3 70 e somente esses pontos são usados para cômputo dos parâmetros v_i , d , G e F . Na fig. II.8.b d é a inclinação e v_i o intersepto. Considera-se d como sendo a média aritmética das inclinações das retas (uma para cada ensaio) de um mesmo solo. v_i é correlacionado com σ_3 de acordo com a eq. (II.42.b).

$$v_i = G - F \log \frac{\sigma_3}{p_a} \quad (\text{II.42.b})$$

Para solos saturados sob condições não drenadas $v_i = 0,5$ sob qualquer sequência de carregamento e nível de tensões porque não há variação de volume. "Para a maioria de outros solos v_i decresce com a pressão confinante ..." (Wong e Duncan - 1974).

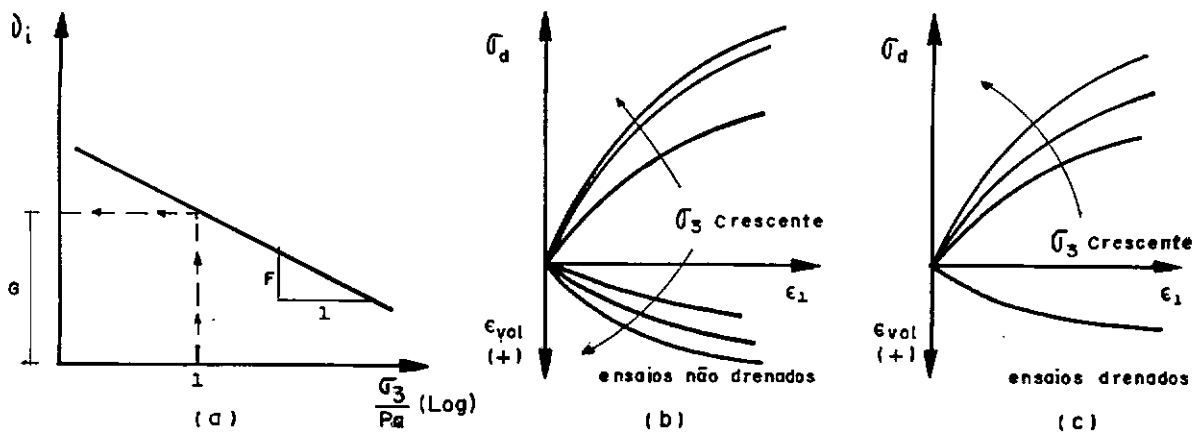


FIG. II 9 Variações de : a) v_i com σ_3 ; b) σ_d e ε_{vol} com ε_1 para diferentes pressões confinantes; c) Idem para argilas normalmente adensadas.

Esta citação fica mais clara depois de analisarmos a fig. II.9.b, que é o que ocorre para a maioria dos solos. Deve-se atentar que quanto maior a tangente à curva $\epsilon_{vol} \times \epsilon_1$ no ponto (0;0) menor o coeficiente de Poisson inicial. Isso, porém, não impede que os autores apresentem no mesmo trabalho, valores de F negativos, o que representa um aumento de v_i com o crescimento de σ_3 .

Em argilas saturadas, normalmente adensadas a relação $\epsilon_{vol} \times \epsilon_1$ é praticamente independente da pressão confinante conforme mostra esquematicamente a fig. (II.9.c). Nestes casos, ter-se-á v_i constante, $F = 0$.

Duncan e Chang (1969) consideraram também a variação do módulo de elasticidade, E_{ur} , de descarregamento-carregamento, o qual não analisaremos aqui.

Gráficos apresentando as variações dos parâmetros hiperbólicos (K , n , c , ϕ , G , F , d , E_{ur}) com o tipo de solo, sua posição na curva de compactação para diferentes energias e métodos de compactação, etc., são encontrados em várias publicações, e.g.: Duncan e Wong (1974), Kulhawy e Withian (1975), Withian e Kulhawy (1976).

II.5.7

Daniel e Olson

Em 1974, Daniel e Olson, baseados em cerca de 200 ensaios rápidos não adensados em 3 argilas distintas, aplicaram a formulação hiperbólica com pequenas modificações da anteriormente descrita. As diferenças são:

- 1) As hipérboles são ajustadas aos níveis de tensão de 50 e 95%. Segundo os autores: "O nível de tensão escolhido para aproximação representa a faixa de tensões que tem maior precisão desejável, porque o ajustamento será necessariamente perfeito nestes dois níveis de tensão. As análises efetuadas pelo método dos elementos finitos, geralmente empregam níveis de tensões

significativamente abaixo da rotura. Comparações visuais entre a curva de laboratório e as hipérboles ajustadas, sugerem um ajustamento aos níveis de 50 e 95%."

2) O critério de rotura

Para $\sigma_3 < 7\text{kgf/cm}^2$ (100 psi)

$$\sigma_{df} = d + \sigma_3 \tan \Psi \quad (\text{II.43})$$

d - intersepto

Ψ - inclinação da envoltória de rotura

Para $\sigma_3 > 7\text{kgf/cm}^2$

$$\sigma_{df} = K \sigma_3 \tan \Psi$$

$K = \sigma_{df}$ quando $\sigma_3 = 1$

Ψ - inclinação da envoltória em gráfico dilogarítmico.

3) Equacionamento do coeficiente de Poisson.

Verificam os autores que os pares ordenados (ν_i, σ_3) e (ν_{tf}, σ_3) em gráfico semilogarítmico definem aproximadamente linhas retas (fig. II.10).

ν_{tf} - coeficiente de Poisson tangente na rotura

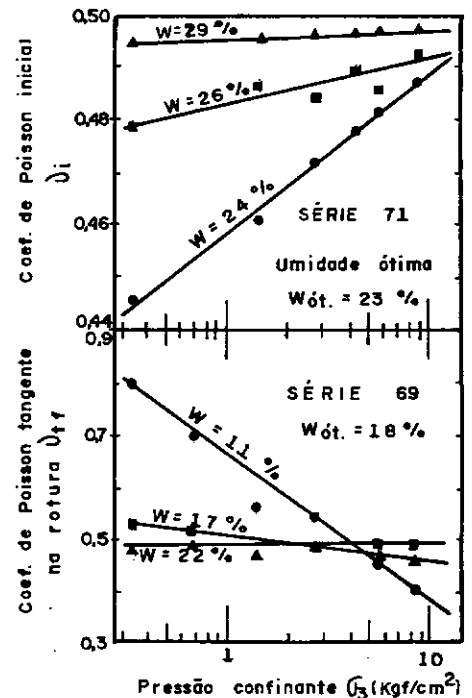


FIG. II.10 Relações de ν_i e ν_{tf} com σ_3

(DANIEL E OLSON, 1974)

Ficam então definidas as equações:

$$\nu_i = F + G \log \sigma_3 \quad (\text{II.45})$$

$$\nu_{tf} = F_1 + G_1 \log \sigma_3 \quad (\text{II.46})$$

e propõem a equação

$$v_t = v_i + (v_{tf} - v_i) \frac{\sigma_d}{\sigma_{df}} \quad (\text{II.47})$$

Este é o ponto alto. Daniel e Olson limitam os valores extremos de v_t (v_i e v_{tf}), o que não ocorre na formulação anteriormente vista, e propõem uma relação linear entre o coeficiente de Poisson tangente e o nível de tensão.

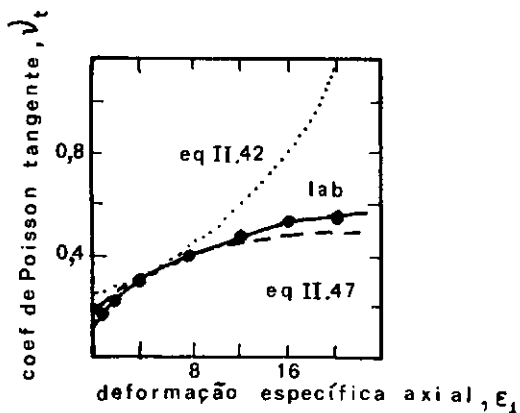


Fig II.11 Comparação dos v_t obtidos
(DANIEL e OLSON, 1974)

A fig. II.11 mostra a comparação dos v_t obtidos pelas duas formulações e o resultado de laboratório. Uma característica da eq. (II.42) é o seu rápido crescimento na fase inicial, tendendo para ∞ quando ϵ_1 tende para $1/d$. Num programa de computador pode-se superar parcialmente esta dificuldade impondo-se uma condição de v_t max., e.g. para os valores

calculados de $v_t > 0,49$ adota-se $v_t = 0,49$.

II.5.8

Lacerda, Dias, Peixoto

Lacerda *et al* (1974) apresentam um estudo comparativo de várias formulações tensão x deformação e deformação radial x deformação axial. A fig. II.12 é representativa dos resultados apresentados no trabalho em análise.

Trata-se de um solo residual de basalto-silte argiloso com areia fina, de coloração avermelhada - proveniente do estado de Santa Catarina. Solo compactado em laboratório com energia

de Proctor Normal e umidade ótima. A aplicação da formulação hiperbólica da v_t é mostrada nesta figura, onde:

- a - representa faixas de pequenas deformações
($0 < \varepsilon_1 \% < \sim 5\%$)
- b - representa faixas de deformações maiores
($\varepsilon_1 \% > \sim 5\%$)
- c - representa a reta passando nos pontos correspondentes a $0,70 \sigma_{d \max}$ e $0,95 \sigma_{d \max}$, como já descrevemos.

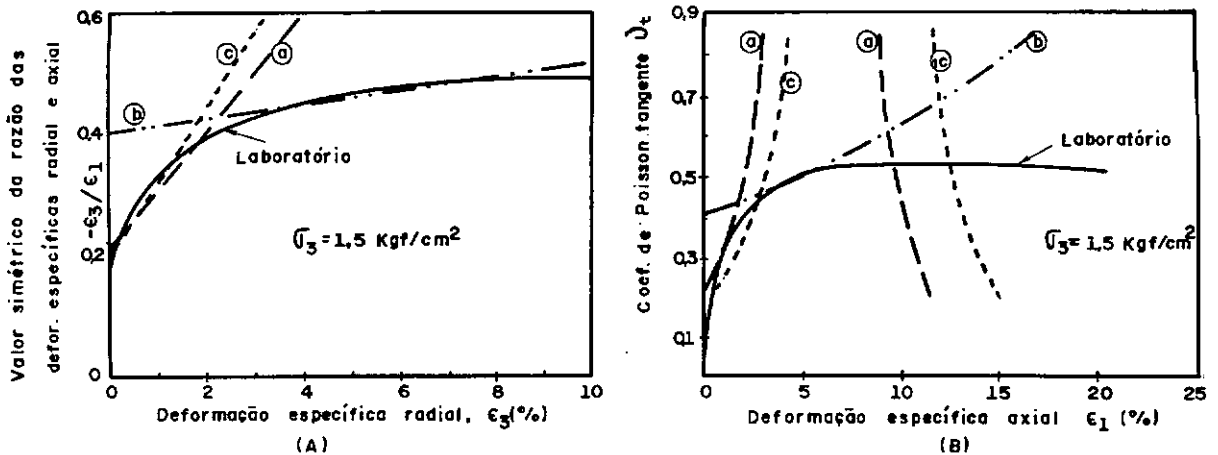


FIG. II 12 Formulação hiperbólica de ν_t

(A) Obtenção do parâmetros

(B) Comparação de ν_t conforme vários critérios

(LACERDA ET AL, 1974)

Hã de se convir que os resultados apresentados nas fig II.12 e II.13 não são nada animadores para uso da equação (II.42.a).

A fig. II.13 trata da aplicação da correlação exponencial entre $-\varepsilon_3$ e ε_1 , Lade (1972), para o mesmo ensaio

expresso na fig. II.12

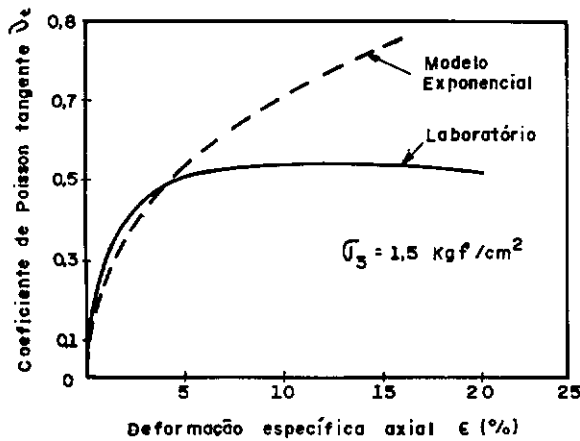


FIG. II 13 Comparação do modelo exponencial de ν_e com resultados de laboratório
(LACERDA ET AL, 1974)

Comentam, também, que o modelo hiperbólico de Kondner (eq. II.23) se adaptou melhor aos resultados experimentais dos solos analisados que os de Brinch Hansen (eqs. II.26 e II.27) -

11.5.9 Lade, Nobari

Lade (1972), baseando-se em Nobari (1971), sugeriu que o coeficiente de Poisson tangente poderia ser expresso em função exponencial de σ_1 e ϵ_1 .

Assim, em gráfico dilogarítmico, os pares ordenados $(-\epsilon_3, \epsilon_1)$ caem aproximadamente em linha reta (fig.II.14) fornecendo a eq.:

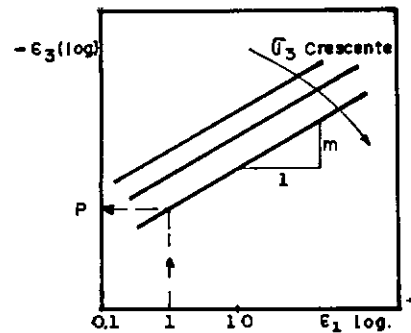


FIG. II 14 Determinação de m e P

$$-\epsilon_3 = P \epsilon_1^m \quad (\text{II.48})$$

m é praticamente independente da pressão confinante, ao contrário de P que é função exponencial de σ_3 .

$$P = L \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^q \quad (\text{II.49})$$

Substituindo P na eq. (II.48) pelo seu valor dado pela eq. (II.49) temos:

$$-\epsilon_3 = L \epsilon_1^m \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^q \quad (\text{II.50})$$

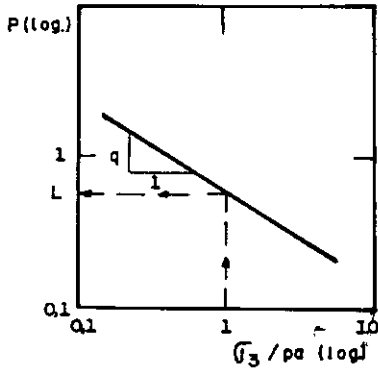


FIG. II.15 Determinação de q e L

Diferenciando-se em relação a ϵ_1

$$v_t = L m \epsilon_1^{m-1} \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^q \quad (\text{II.51})$$

Há uma tendência dos pontos experimentais se afastarem ligeiramente da reta, a grandes deformações, tanto para areias quanto para solos coesivos. No primeiro caso, quando há dilatância, é de se esperar que para deformações axiais a variação de ϵ_{v01} se torne aproximadamente constante; no segundo, quando temos um solo com alto grau de saturação, há uma tendência a uma estabilização de ϵ_{v01} , devido à saturação. Ou seja: em ambos os casos ϵ_{v01} e ϵ_1 tendem para uma relação linear entre si e isto acarreta que $-\epsilon_3$ e ϵ_1 tendam também para uma relação linear.

Pela eq. (II.51) quando $\epsilon_1 = 0$ $v_t = v_i = 0$. Porém, a forma da equação faz que v_t cresça rapidamente para pequenos valores de ϵ_1

11.5.10

Breve retrospectiva, esclarecimentos

Convém agora fazermos uma breve pausa para análise do que já foi feito em termos de revisão da literatura e esclarecer alguns pontos importantes. Em primeiro lugar, vimos o modelo de Kondner onde a curva experimental $\sigma_d \times \epsilon_1$ de ensaios triaxiais deve ter a forma hiperbólica. A seguir, Janbu lançou a fórmula empírica correlacionando módulos com tensões. Duncan e Chang, reunindo estes resultados, equacionaram o módulo de Young tangente em função da pressão confinante e do nível de tensões. Restou o problema da formulação para o coeficiente de Poisson. Kulhawy *et al* propuseram uma relação hiperbólica entre as deformações axiais e radiais. Nobari sugeriu uma relação exponencial e Daniel e Olson acharam melhor uma relação linear entre o coeficiente de Poisson tangente e o nível de tensões.

Do que foi dito omitimos os tópicos de aplicações e uso e limitações. Quanto a aplicações e uso, não é difícil encontrar na literatura técnica publicações de casos específicos, práticos, de análise pelo método dos elementos finitos empregando o modelo hiperbólico e comparações com resultados de instrumentação. Assim sendo, limitar-nos-emos a descrever sucintamente o mecanismo de uso em análise incremental.

- 1) Numa análise incremental o carregamento é dividido em um certo número de etapas ou carregamentos.
- 2) Os incrementos de tensões são aplicados sucessivamente.
- 3) A cada incremento de tensão corresponde um incremento de deformação.
- 4) As deformações cumulativas em qualquer estágio são calculadas pelo somatório dos valores incrementais de todos os incrementos prévios.
- 5) Idem para tensões mais o estado inicial.

Quanto ao item 3, supõe-se que o solo tenha um comportamento linear-elástico durante cada etapa e aplica-se a lei de Hooke para cálculo das deformações.

$$\Delta \varepsilon_x = \frac{\Delta \sigma_x}{E_t} - \frac{\nu_t}{E_t} (\Delta \sigma_y + \Delta \sigma_z)$$

$$\Delta \varepsilon_y = \frac{\Delta \sigma_y}{E_t} - \frac{\nu_t}{E_t} (\Delta \sigma_x + \Delta \sigma_z)$$

⋮

$$\Delta \gamma_{xz} = \frac{2(1+\nu_t)}{E_t} \Delta \tau_{xz}$$

em que; x, y, z eixos ortogonais.

γ - distorção

τ - tensão cizalhante

Duncan e Chang (1970) aconselham o uso de valores médios de σ_1 e σ_3 durante o incremento, para cálculo dos parâmetros E_t e ν_t . Interessante também é a observação feita por Lacerda e Mahler (1973)... "quando se faz a análise de uma barragem, supõem-se geralmente um estado de deformação plana. Os módulos obtidos em ensaios triaxiais devem ser corrigidos para essa condição. Usa-se, na análise, um módulo E^* , que é calculado em função do módulo triaxial e de:

$$E^* = \frac{E}{1 - \nu^2}$$

O módulo E^* poderá ser obtido diretamente de um ensaio *plane strain*, evitando-se a aproximação inerente à equação resultante do aparecimento do coeficiente de Poisson".

Quanto às limitações do modelo hiperbólico:

- 1) Pelo fato de se basear na lei de Hooke não se deve considerar níveis de tensão até a rotura. Porém, segundo Duncan e Wong, (1974), pode-se levar o carregamento até quando haja rotura em "alguns" elementos, contanto que a massa de solo não esteja num estado de rotura generalizada.
- 2) Não considera fenômenos de dilatação
- 3) Apesar de considerar a dependência de tensões e não linearidade, o modelo não incorpora a história ou trajetória de tensões.

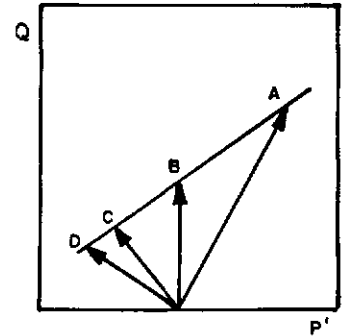
II.5.11 Trajetoória de tensões em modelos de tensão-deformação

Até aqui, os modelos analisados consideram apenas o comportamento não linear e a influência das tensões em solos. Dois modelos apresentados a seguir tentam quantificar a influência de trajetórias simples de tensão nesse comportamento.

II.5.II.1 Yudhbir e Varadarajan

É impressionante a simplicidade com que Yudhbir e Varadarajan em 1975 incorporam a trajetória de tensões no modelo de Duncan e Chang. Em primeiro lugar, gostaríamos de chamar a atenção pelo fato dos autores usarem as eqs. (II.3) e (II.4) para cálculo de E e ν . Foram executados ensaios drenados numa argila

com aplicação de contra pressão e tempo de duração de aproximadamente 8 dias para cada ensaio. Os ensaios seguiram as trajetórias de tensões mostradas na fig. II.16 com a finalidade de obter parâmetros para o estudo de escavações ou movimentos de muros de arrimo. A partir desses ensaios, obteve-se os valores dos parâmetros k , n e R_f e traçou-se o gráfico II.17.



$$Q = (\sigma'_1 - \sigma'_3)/2 \quad P' = (\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$$

FIG. II 16 Trajetórias de tensões efetivas

(YUDHIBIR e VARADARAJAN-1975)

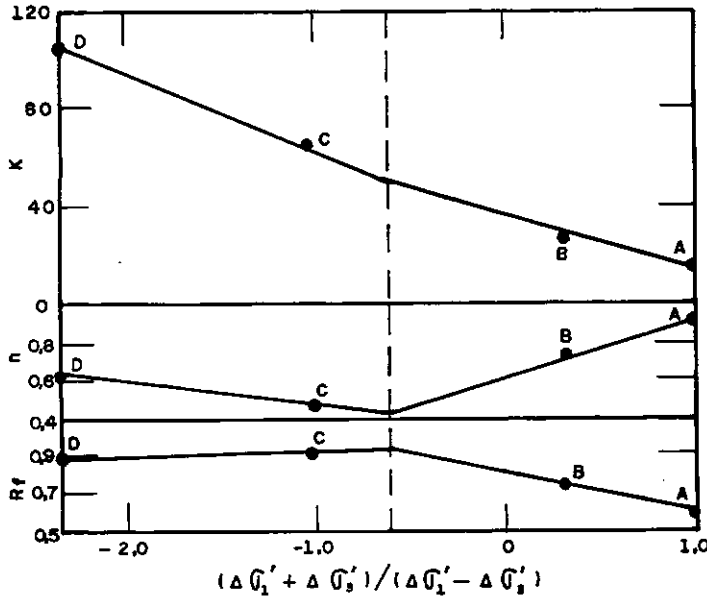


FIG. II 17 Variação de k , n e R_f conforme a trajetória de tensões

(YUDHIBIR e VARADARAJAN, 1975)

A partir da fig. II.17, tiram-se os valores de k , n e R_f segundo a trajetória de tensões desejadas e fazem-se as análises nos pontos que se quer, e.g.: ver figs. II.18 a e b.

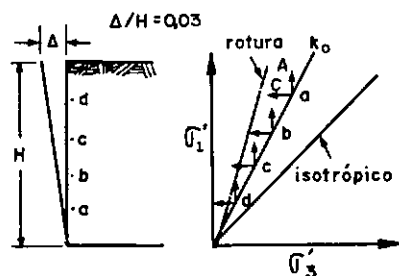


FIG. II16 Elementos típicos no problema e as suas trajetórias de tensões analisadas
(YUDHBIR VARADARAJAN, 1975)

II.5.11.2

Corotis, Krizeck e Farzin*

Em 1974, Corotis *et al* apresentaram uma formulação não linear de tensão-deformação que incorpora trajetórias simples de tensão. A equação principal dessa formulação (II.53) é, em sua essência, da mesma família da eq. (II.28). Após tecerem considerações teóricas sobre a elasticidade e hipoelasticidade, os autores propõem:

$$\sigma_1 = f(\epsilon_1) \quad (\text{II.52})$$

em que f é uma função que contém variáveis relacionadas com a trajetória de tensões, e sugerem a determinação de f a partir de observações experimentais, com a hipótese de isotropia do material.

"Observações experimentais do comportamento tensão-deformação podem agora ser usadas para avaliação da função f . Sob condições de tensões axissimétricas, e.g., a relação tensão-deformação axiais da eq. (II.52) variaria como função da trajetória de

(*) Este modelo é discutido detalhadamente no Capítulo IV

carregamentos como apresentado na fig. II.19. De acordo com essa figura, a forma específica da equação (II.52) pode ser aproximada por:

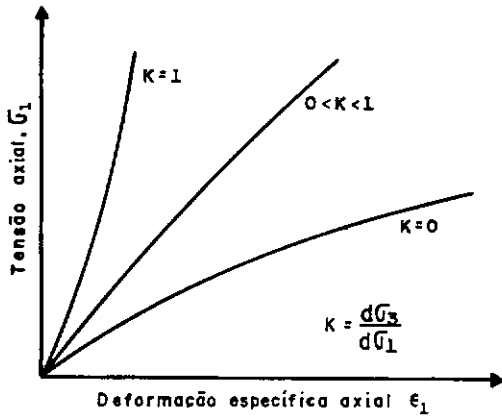


FIG. II.19-Relações qualitativas entre tensões e defor. para várias trajetórias de tensões

(COROTIS ET AL., 1974)

$$\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} = C_1 \epsilon_1^{n_1} \quad (II.53)$$

"na qual σ_1 é normalizado pela pressão atmosférica p_a ; C_1 e n_1 são ambas funções de K , e

$$K = \frac{d \sigma_3}{d \sigma_1} \quad (II.54)$$

(Corotis et al., 1974)

É interessante observar que apesar de se basear em resultados experimentais, como a forma da fig. II.18, a eq. (II.53) resulta em $\epsilon_1 \neq 0$ para $\sigma_1 = 0$. Diferenciando-se (II.53) em relação a ϵ_1 e substituindo-se o valor de ϵ_1 tirado da mesma equação:

$$\frac{d \sigma_1}{d \epsilon_1} = n_1 C_1 \frac{1}{p_a} \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{\frac{n-1}{n_1}} \quad (II.55)$$

ou

$$\frac{d \sigma_1}{d \epsilon_1} = M = A(K) \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{f(K)} \quad (II.56)$$

em que:

$$A(K) = n_1 C_1 \frac{1}{p_a} \quad (II.57)$$

e

$$f(K) = \frac{n_1 - 1}{n_1} \quad (\text{II.58})$$

Os autores fizeram a hipótese de que:

$$A(K) = \frac{E_0}{1 + CK} \quad (\text{II.59})$$

e

$$f(K) = \alpha K + \beta \quad (\text{II.60})$$

em que α e β são coeficientes independentes para cada solo, E_0 e C estão interrelacionados e E_0 é o valor do módulo de Young quando $\sigma_1 = 0$ (logo independente de K). Pela lei de Hooke:

$$E = \frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} - \nu_t \left(\frac{d\sigma_2}{d\varepsilon_1} + \frac{d\sigma_3}{d\varepsilon_1} \right) \quad (\text{II.61})$$

$$M = \frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} = E + \nu_t \left(\frac{d\sigma_3}{d\sigma_1} \frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} + \frac{d\sigma_2}{d\sigma_1} \frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} \right) \quad (\text{II.62})$$

$$M = \frac{E}{1 - 2\nu_t K} \quad (\text{II.63})$$

Sabendo que $E = E_0$ quando $\sigma_1 = 0$ e confrontando-se as eqs. (II.56), (II.59) e (II.63) é fácil ver que:

$$C = -2\nu_t \quad (\text{II.64})$$

Substituindo-se a eq. (II.64) em (II.59) e o resultado disso conjuntamente com a eq. (II.60) na eq. (II.56), tem-se:

$$\frac{d \sigma_1}{d v_1} = M = \frac{E_0}{1 - 2 v_t K} \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{\alpha K + \beta} \quad (\text{II.65})$$

Propõem os autores a seguinte equação para o coeficiente de Poisson:

$$v_t = (b - v_i) \left[1 - \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{-a |f(k)|} \right] + v_i \quad (\text{II.66})$$

em que b é a função degrau:

$$\begin{aligned} b &= 0,5 \text{ para } f(K) < 0 \\ b &= 0 \text{ para } f(K) > 0 \end{aligned}$$

e ' a ' é uma constante determinada experimentalmente.

Corotis *et al* apresentam também uma maneira de se considerar a influência da densidade seca do solo sobre o módulo de Young inicial (E_0), que não descreveremos aqui.

DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS

A fig. (II.20.a) representa o método de determinação de $f(K)$ segundo a proposição dos autores, que é nada mais nada menos que a aplicação de logarítmos à equação (II.56). Na fig. (II.20.b) vemos a determinação de α e β , tendo o resultado de $f(k)$ para ensaios em que a relação K foi mantida constante.

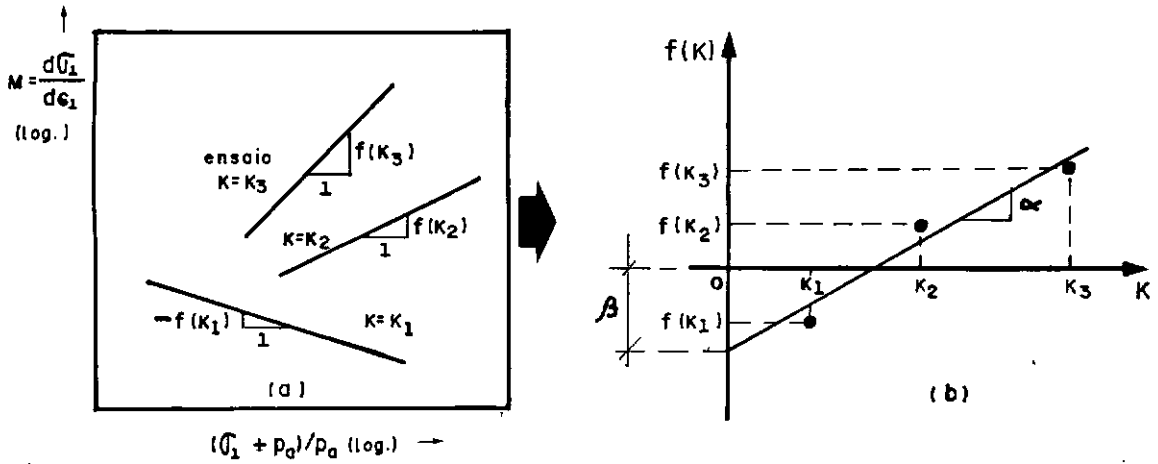


FIG. II 20 Determinação de parâmetros para teoria de COROTIS ET AL. (1974)
a) Determin. de $f(K)$. b) Determin. de α e β

Sugerimos a substituição dessa maneira de determinação de $f(K)$ por outra na qual se aplique logarítmos na eq. (II.53) obtendo-se o valor de n_1 . Com n_1 calcula-se $f(K)$ através da eq. (II.58). A fig. (II:21) é ilustrativa nesse aspecto.

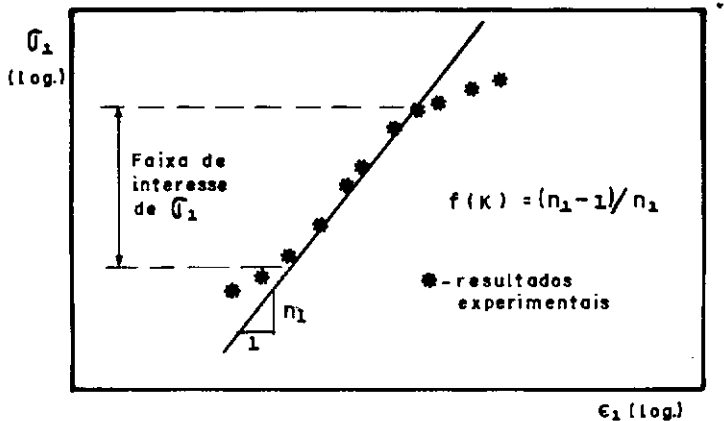


FIG. II 21 Determinação de $f(K)$

Traça-se uma re-
ta por um proces-
so adequado de
ajustamento, e.g.:
regressão linear,
por entre os pon-
tos que represen-
tam a faixa de
tensões espera-
das em campo. A
inclinação da re-
ta é n_1 .

O segundo modo de cômputo de $f(K)$ apresenta as seguintes vantagens sobre o primeiro:

- 1) Mais prático e rápido.
- 2) Permite visualização das pressões de interesse de estudo dando opção de escolha para um ajustamento melhor por esses pontos.
- 3) Menos sujeito a erros. Isto porque, pelo nosso conhecimento, atualmente, ensaios triaxiais em que a relação K é mantida constante* são do tipo tensão controlada (ver cap. III). Este tipo de ensaio fornece apenas pontos distintos $(\sigma_1; \epsilon_1)$, isolados de tal forma, que para cálculo de M devemos usar a teoria de diferenciação numérica. Em ensaios de deformação controlada, muitas vezes os pontos tão próximos entre si que podemos, sem susto, tomar a secante entre dois pontos como derivada para qualquer dos dois pontos, numa curva $\sigma_1 \times \epsilon_1$, por exemplo. Ora, é sabido que quando não se sabe nada sobre a função que se quer diferenciar, exceto os pares de valores $(\sigma_1; \epsilon_1)$, então não se pode saber coisa alguma sobre o erro da diferenciação numérica. O máximo que pode se obter é uma estimativa a partir de certas hipóteses. (Milne, 1948. p. 115). Assim, pelo método proposto pelos autores ter-se-ia que calcular $d\sigma_1/d\epsilon_1$ por um processo qualquer onde não se tem idéia precisa do erro envolvido, e depois ajustar-se-ia uma reta entre os pares de pontos $\log(d\sigma_1/d\epsilon_1)$ e $\log \{ (\sigma_1 + p_a) / p_a \}$, ainda sujeito a erros de ajustamento. Pelo segundo processo apenas um ajuste é feito, entre $(\sigma_1 + p_a)$ e ϵ_1 .

Eu é determinado de maneira análoga a K no modelo de Duncan e Chang (ver fig. II.7). A diferença é que no gráfico, em vez de ser $E_1 / p_a \times \sigma_3 / p_a$ passa a ser

*Doravante tais ensaios serão chamados apenas de ensaios K .

$E_i / p_a \times (\sigma_3 + p_a) / p_a$. O valor de E_o é o intercepto da reta quando $\sigma_3 = 0$, i.e., no ponto de abscissa igual a 1 (em escala log). E_o é correspondente a K . A determinação de E_o é feita através de ensaios $K = 0$, triaxiais comuns, sendo necessário pelo menos três ensaios com diferentes pressões confinantes para se traçar a reta. Os valores de E_i de cada ensaio devem ser calculados (Lembrar que os EE_{ii} usados para esse fim por Duncan e Chang são EE_{ii} da hipérbole ajustada e não dos ensaios).

Tudo que os autores falam sobre \underline{a} , v e v_o é: " Determinação da \underline{a} e v_o - Desde que se assuma ser o valor de v dado pela eq. (II.66), a constante independente \underline{a} pode ser determinada para um dado conjunto de valores de v , v_o e K . O valor de v correspondente a \underline{a} a um nível de tensão conhecido e o próprio valor de v_o podem ser determinados a partir dos mesmos ensaios triaxiais usados para determinar as outras constantes, por meio do uso da técnica direta (Farzin *et al.*, 1974)".....

Obs.: v corresponde ao v_t em nossa nomenclatura.

O trabalho citado que apresenta a técnica direta já foi parcialmente discutido na seção II.2.2. A maneira de análise, obtenção das funções deslocamentos, condições de fronteira etc. também está sucintamente citada na mesma seção. Assim sendo, limitar-nos-emos "apenas" a mostrar a maneira que os autores (são os mesmos do trabalho principal comentado) propõem para se determinar v e v_o , sem entrar em discussões sobre o método direto, a fim de não alongarmos demasiadamente o texto.

Solucionando a eq. (II.13), os autores conseguem chegar a equações bastantes complicadas envolvendo E , v e parâmetros que expressam forma do provete e condições de fronteira. Para o caso particular em que a relação altura sobre diâmetro, do provete, é maior ou igual a dois e a deformação específica axial é nula, os autores chegam a:

$$\frac{\sigma}{\sigma} \frac{a}{r} = v_o \quad (II.67)$$

em que σ_a é pressão axial atuando no topo e base do provete e σ_r a pressão radial atuando exissimetricamente na superfície externa do provete. Fica vo determinado conforme mostra a fig. II.22.a. Nesta figura ϵ_{ai} é a deformação específica axial causada pela pressão confinante. A curva é extrapolada até $\epsilon_a = 0$. Se um segmento retilíneo é usado como extrapolação, implicitamente assume-se a elasticidade linear sob a ação da pessão confinante.

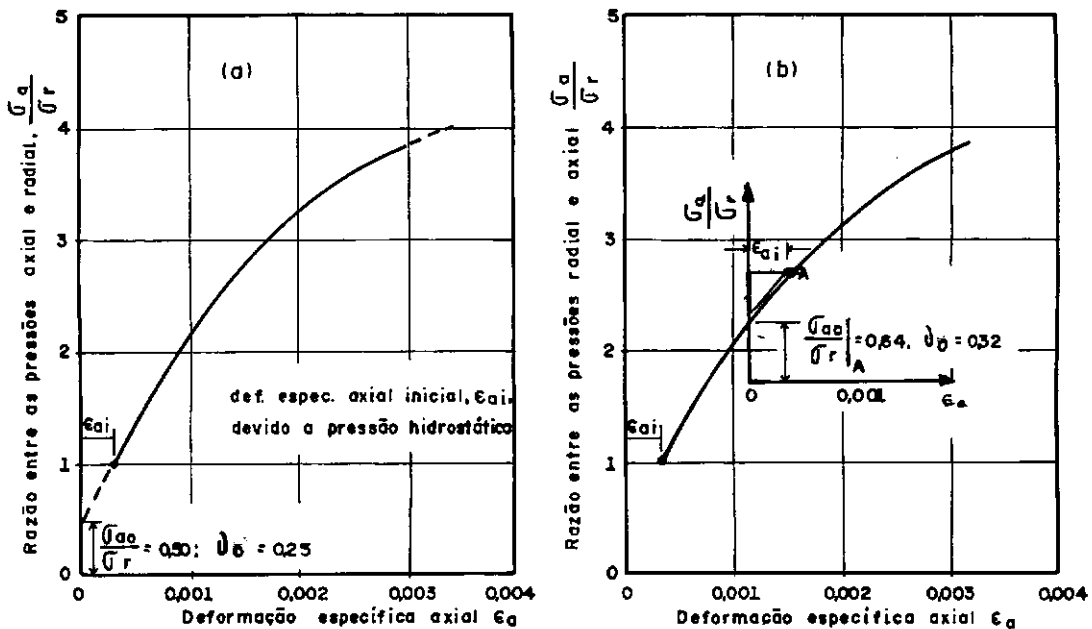


FIG. II 22 Determinação do coef. de Poisson tangente pelo método direto.

(FARZIN ET AL, 1974)

A determinação de v_t em um ponto qualquer 'A' da curva $\sigma_a/\sigma_r \times \epsilon_a$ é análoga à de v_o .

A única diferença é que, nesse caso, deve se fazer uma translação dos eixos coordenados de tal forma que no novo sistema de eixos o ponto "A" tenha como coordenadas $(\epsilon_{ai}, 1)$, sendo ϵ_{ai} determinada no antigo sistema.

Apenas como alerta sobre o método direto, gostaríamos de citar que:

- 1) No trabalho comentado são apresentados resultados de apenas dois ensaios triaxiais (drenados ?).
- 2) As deformações axiais máximas a que foram submetidos os provetes são de no máximo 2% e a tensão axial máxima (também apresentada) foi de 4,2 kgf/cm². Pressões confinantes de 0,7 kgf/cm².
- 3) Nessas condições, a concordância dos parâmetros obtidos pelo método direto e pelo método inverso (ver seção II.2.2) foi considerada muito boa pelos autores.

Analizando a maneira de determinação de a e v_o recomendada por Corotis *et al.*, achamo-la um tanto vaga. "Com um conjunto de valores de v , v_o e K a pode ser determinado". v e v_o podem ser determinados por meio da técnica direta". Tudo isso sugere que a deve ser determinado por tentativas, além de que o uso da técnica direta, ao que tudo indica, só é recomendável para pequenas deformações, assim mesmo se encararmos o método sem reservas. Esse raciocínio nos levou a examinar detidamente a eq. (II.66) e chegarmos à conclusão que ela pode ser reescrita na forma:

$$\left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{-a} |f(K)| = \frac{b - v_t}{b - v_o} \quad (\text{II.68})$$

Nessa forma é fácil de ver que se pudermos calcular valores de v_t para vários estágios de carregamento, poderemos traçar a fig. II.23.

Esta figura ilustra um resultado genérico ideal de três ensaios K (K_1, K_2, K_3) em cada um deles deu uma reta com inclinação distinta da dos outros e cruzam num mesmo ponto ($1:A$), em escalas logarítmicas.

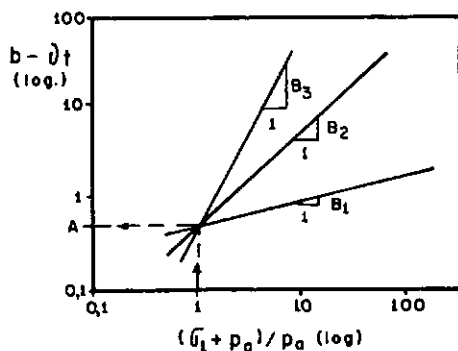


FIG. II.23 Determinação de a e v_0

$$\begin{aligned} A &= b - v_0 \\ B_1 &= -a |f(K_1)| \\ B_2 &= -a |f(K_2)| \\ B_3 &= -a |f(K_3)| \end{aligned}$$

$$\text{Assim sendo: } a = -\frac{B_1}{|f(K)|} = -\frac{B_2}{|f(K_2)|} = -\frac{B_3}{|f(K_3)|} \text{ e } v_0 = b - A$$

Observe-se que a equação (II.66) proposta por Corotis *et al* representa bem a variação de v_t com σ_1 e K . Os pontos experimentais devem estar em linhas retas como mostra a fig. (II.23). Mas ainda, estas retas devem se encontrar num mesmo ponto, de coordenadas ($1;A$) em escalas logarítmicas.

Caso os pontos experimentais não estejam bem alinhados retilinearmente, é possível também se escolher retas que se ajustem aos pontos dentro da faixa de tensões axiais de maior interesse de estudo.

HIPÓTESES E RESTRIÇÕES DO MODELO

Durante a instituição do modelo de Corotis *et al.* observamos as seguintes hipóteses:

- 1) Isotropia (eq. II.52).
- 2) Carregamento exissimétrico (eq. II.53).
- 3) Lei de Hooke válida (eq. II.61 a II.64)
- 4) Carregamentos nomotonamente crescentes (pelo fato do solo ser considerado elástico e nenhuma formulação para descarregamento).
- 5) Módulo de Young inicial (E_0) é único, qualquer que seja o valor de K .

É óbvio que a estas restrições devem se somar todas as outras decorrentes das hipóteses usadas na interpretação dos ensaios que fornecerem parâmetros para aplicação do modelo.

CAPÍTULO III

RESULTADOS EXPERIMENTAISIII.1 PLANO DE ENSAIOS

Executamos ensaios em provetes talhadas em amostras "indeformadas" de campo (série C) e em provetes recompactados em laboratórios por pisoteamento (série P). Os provetes da série C foram ensaiados com o cabeçote (sobre o topo) lubrificado.

Ensaaios triaxiais comuns induzem, devido ao atrito nas extremidades do provete, condições de não homogeneidade de tensões e deformações (Taylor, 1948 p.342; Shockley e Ahlvin, 1960). Análises feitas em II.2.2 sugerem ser pequena a influência destas condições na determinação dos parâmetros elásticos. Para sua avaliação nas formulações em estudo, executamos ensaios com topo e base alargados e lubrificados em provetes recompactados em laboratório por pisoteamento (série L).

Para cada série, foram executados: ensaios triaxiais rápidos não adensados, em solo não saturado, com pressões confinantes de 0,30 / 1,50 / 3,00 / 6,00 e 9,00kgf/cm², ensaios $K = \text{constante} = 0,40 / 0,60 / 0,80 / 1,0$ ($K = \Delta\sigma_3 / \Delta\sigma_1$) e adensamento oedométrico.

III.2 AMOSTRAS DE CAMPO

As amostras eram tipo bloco, de forma cúbica, dimensões aproximadas de 30cm de lado e foram retiradas do aterro experimental. De um total de 19 amostras, apenas um bloco foi utili

sado para cada série, sendo executadas 3 séries, ao todo.

Algumas amostras, que não as ensaiadas, apresentavam pequenas fissuras horizontais; em outras havia características - diferente coloração, rijeza, menor resistência à penetração à ponta de um lápis, facilmente descamáveis com as unhas (faixa b da fig. III.1) - que denunciavam a existência de duas camadas compactadas no mesmo bloco.



Fig. III.1 Bloco de amostra indeformada.

O solo apresentava uma coloração vermelho escura, inodoro, mesmo quando aquecido, e não se detectou a presença de matéria orgânica. Foi classificado como CH pela Classificação Unificada, sendo uma argila-silto-arenosa. A sua posição no gráfico de plasticidade, granulometria e curvas de compactação são mostradas nas fig. III.2.a/b e III.3 cujos dados (nem todos) foram obtidos do Relatório Técnico nº 5 (Coppetec, 1975).

III.3

COMPACTAÇÃO POR PISOTEAMENTO EM LABORATÓRIO

As dimensões escolhidas dos provetes foram de 5.08 cm de diâmetro por 11,7 cm de altura. Os motivos dessa escolha serão justificados mais adiante no item III.4. A compactação foi manual num molde tripartido com as dimensões internas citadas acima, e o pistão de diâmetro de 1,27 cm, tipo mola.

O bloco empregado na série C (provetes talhados na amostra indeformada de campo) trazia o rótulo de "6 passadas umidade ótima +2%". Sabendo que o solo em estudo deveria ser usado para construção do núcleo da barragem e que é usual em nosso meio técnico construir o núcleo com umidade acima da ótima a fim de mini

mizar a fissuração, procuramos por tentativas, variando a energia de compactação, conseguir uma curva de compactação por pisoteamento tendo a umidade ótima ao redor de 28%, levando em conta que as umidades dos provetes da série C variavam de 29,4 a 31,0%-

Conseguimos uma umidade ótima de 27,5% com 7 camadas de compactação, 48 golpes por camada e uma força na mola de 22,8 kgf.

Devido à influência das espessuras das camadas na resistência dos provetes (Pinto e Yamamoto, 1966) todos os cuidados foram tomados para assegurar espessuras rigorosamente uniformes, garantindo variações máximas de ± 2 mm em cada camada de espessura, calculada, de 1,67cm. Maiores detalhes são encontrados no apêndice C.

III.4

ENSAIOS TRIAXIAIS

Todos os ensaios triaxiais foram ensaios rápidos, não adensados, em solos não saturados. A medição da variação de volume foi feita pela quantidade de fluido que entrava e saía da célula, aplicando-se correções para: expansão da célula sob a presão aplicada, ar aprisionado entre a membrana e o provete, o próprio ar encerrado na célula e o volume ocupado pelo pistão quando penetra na célula durante o ensaio.

A necessidade de execução de ensaios K praticamente impõe as condições do ensaio ser tipo tensão controlada. Seria possível a realização de ensaios tipo deformação controlada, para ensaios em que σ_3 era mantido constante, o que não foi feito por simples questão de uniformização das condições para todos os ensaio, evitando a introdução de outras variáveis, no comportamento tensão-deformação do solo. Optou-se pela fixação de um tempo constante de aplicação da carga em detrimento do critério de escolha de

uma velocidade mínima de deformação axial para aplicação do próximo incremento, pelas mesmas razões.

Apenas como informação adicional, mediu-se a pressão d'água nos poros empregando-se pedras porosas com alta pressão de borbulhamento (ver apêndice A). Para o mesmo fim, projetou-se base e topo especiais para os ensaios lubrificados (série L). As medições da pressão neutra foram efetuadas na base do provete.

As dimensões dos provetes eram de 5,08cm de diâmetro e altura $> 2 \times$ diâmetro. Provetes com diâmetro de 3,56cm seriam mais fáceis de moldar, exigiriam menor tempo de preparação e mais rápida seria a equalização das pressões neutras durante o ensaio. Os provetes de 5,08cm de diâmetro dão, entretanto, uma melhor amostragem do solo compactado em campo, reduzindo assim a dispersão nos resultados dos ensaios. A escolha deveu-se principalmente à diferença entre os seus volumes, como ilustra a tabela III.1

TABELA III.1 EXEMPLO DA INFLUÊNCIA DAS DIMENSÕES DOS PROVETES NA PRECISÃO DA MEDIÇÃO DA VARIAÇÃO DE VOLUME

Diâmetro (cm)	3,56	5,08
Altura (cm)	7,12	10,16
Volume (cm ³)	70,9	206
Volume de gases no protete (cm ³) (para $G = 2,7\text{g/cm}^3$, $\gamma_d = 1,45\text{g/cm}^3$, $w = 30\%$)	1,8	5,2
% de gases no provete	2,5	2,5
Correção devido à expansão da célula (cm ³) (sujeita a pressão de 9kg/cm^2)	9	9
$\pm 5\%$ de erro (possível) na correção acima (cm ³)	0,45	0,45
Variação possível na % de gases medida \pm	$\pm 0,7$	$\pm 0,25$
Quando saturado a deformação específica columétrica (% de gases) será (%)	$2,5 \pm 0,7$	$2,5 \pm 0,25$

Conclusão: Quanto maior o volume do provete, maior a precisão na medição da variação de volume

A escolha do tempo de duração de cada incremento de carga foi baseada nos tempos de resposta da aparelhagem de medições, da equalização da pressão d'água nos poros e nas próprias necessidades práticas de execução do programa de ensaios. O primeiro dos tempos foi estimado em 29 segundos nas condições mais adversas. O segundo em 18,4 min. e nas condições mais favoráveis em 4,3 min. Arbitrou-se em 10 minutos o tempo de duração de cada carregamento (discussões e hipóteses simplificadoras, ver apêndice C).

Tudo o que foi dito no parágrafo anterior se refere só à série C. Ela é que foi a diretriz para as seguintes. É evidente que para a série L não é mais necessário uma análise de equalização devido à lubrificação no topo e base do provete. Em compensação, o uso de pedras porosas minúsculas merece uma atenção maior ao tempo de resposta.

Os provetes compactados em laboratório ficaram durante 3 dias em cura na câmara úmida.

III.5

ENSAIOS DE ADENSAMENTO OEDOMÉTRICO

Foram realizados 4 ensaios oedométricos, em prensa tipo Bishop. Dois para a série C, um para a P e um para a L. A finalidade dos ensaios foi a de se obter um maior conhecimento do solo e parâmetros para estimativa da equalização da pressão d'água nos poros. Neste trabalho somente serão apresentados resultados parciais dos ensaios de adensamento oedométrico.

A pressão de pré-adensamento, virtual, foi de aproximadamente 2kgf/cm^2 , tanto para as amostras compactadas em campo como em laboratório.

III.6

RESULTADOS GRÁFICOS

Procurou-se padronizar os símbolos dos pontos dos ensaios. Todas as figuras contêm a convenção. Cada variável tem a sua escala própria definida para todos os desenhos.

Série C tem símbolos cheios (\bullet), a P semi-cheios (\circ) e a L vazados (O).

x e + são empregados para definição de ensaios extras ou dados obtidos de outras fontes, locados apenas com fins ilustrativos ou comparativos.

As figs. (III.7 / 14 / 18 / 20 / 22) que representam as relações σ_1 , σ_d , u_w x ϵ_1 , a rigor deveriam ter ϵ_1 (deformação específica axial "de engenharia") em lugar de $-\bar{\epsilon}_1$ (deformação específica axial natural) como está no texto. Nelas o emprego de $\bar{\epsilon}_1$ ou ϵ_1 é indiferente pois as discrepâncias decorrentes do uso de uma ou outra estão dentro das faixas de variação dos ensaios. Chamamos atenção que o mesmo não ocorreria se trocássemos $-\epsilon_3$ por $\bar{\epsilon}_3$.

A capacidade da aparelhagem dos ensaios triaxiais executados permitiam a aplicação máxima de 9 kgf/cm² de pressão na célula. Assim, os ensaios L terminavam quando σ_3 atingia este nível, prosseguindo o carregamento axial até a rotura, mantendo a pressão na câmara constante, a fim de se obter maiores informações do solo.

➤ simboliza término do ensaio K e continuação do acréscimo do carregamento axial até a rotura, mantendo-se σ_3 constante e igual a 9,00 kgf/cm².

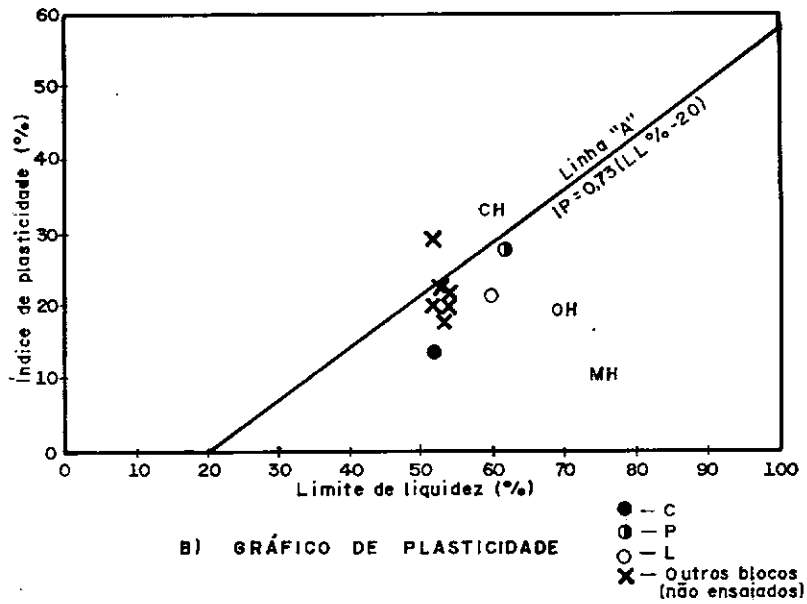
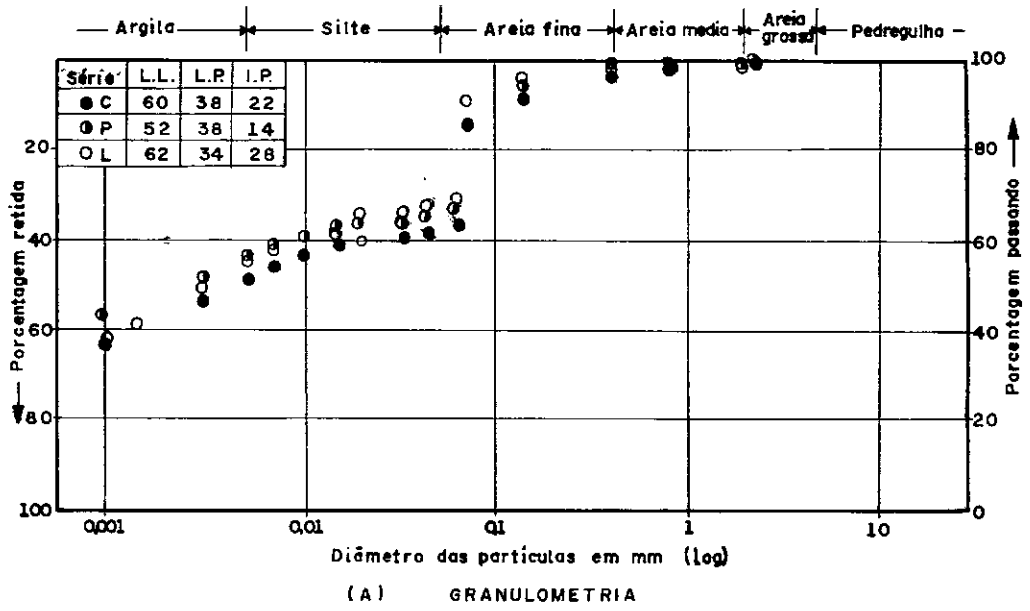


Fig. III.2 Caracterização do solo

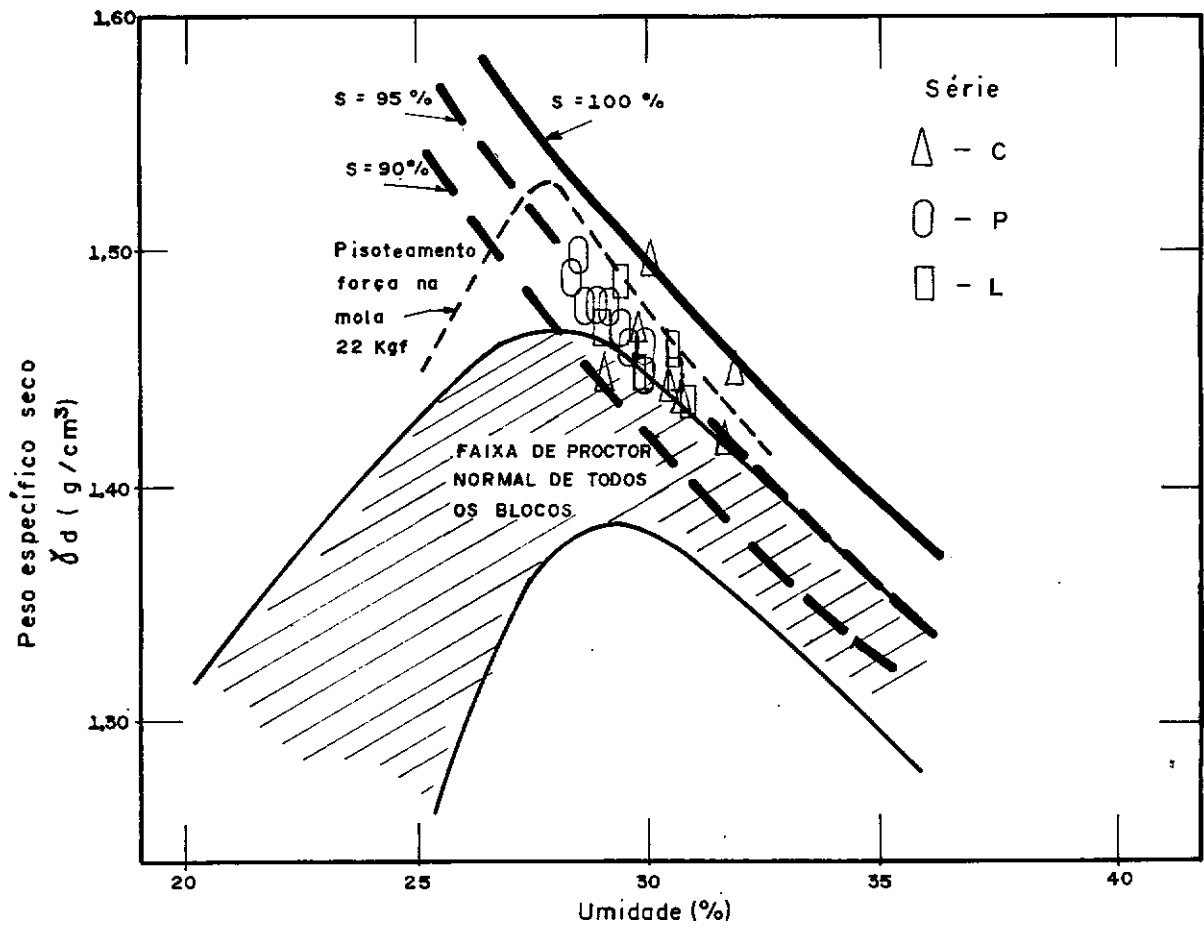


Fig. III.3 Compactação

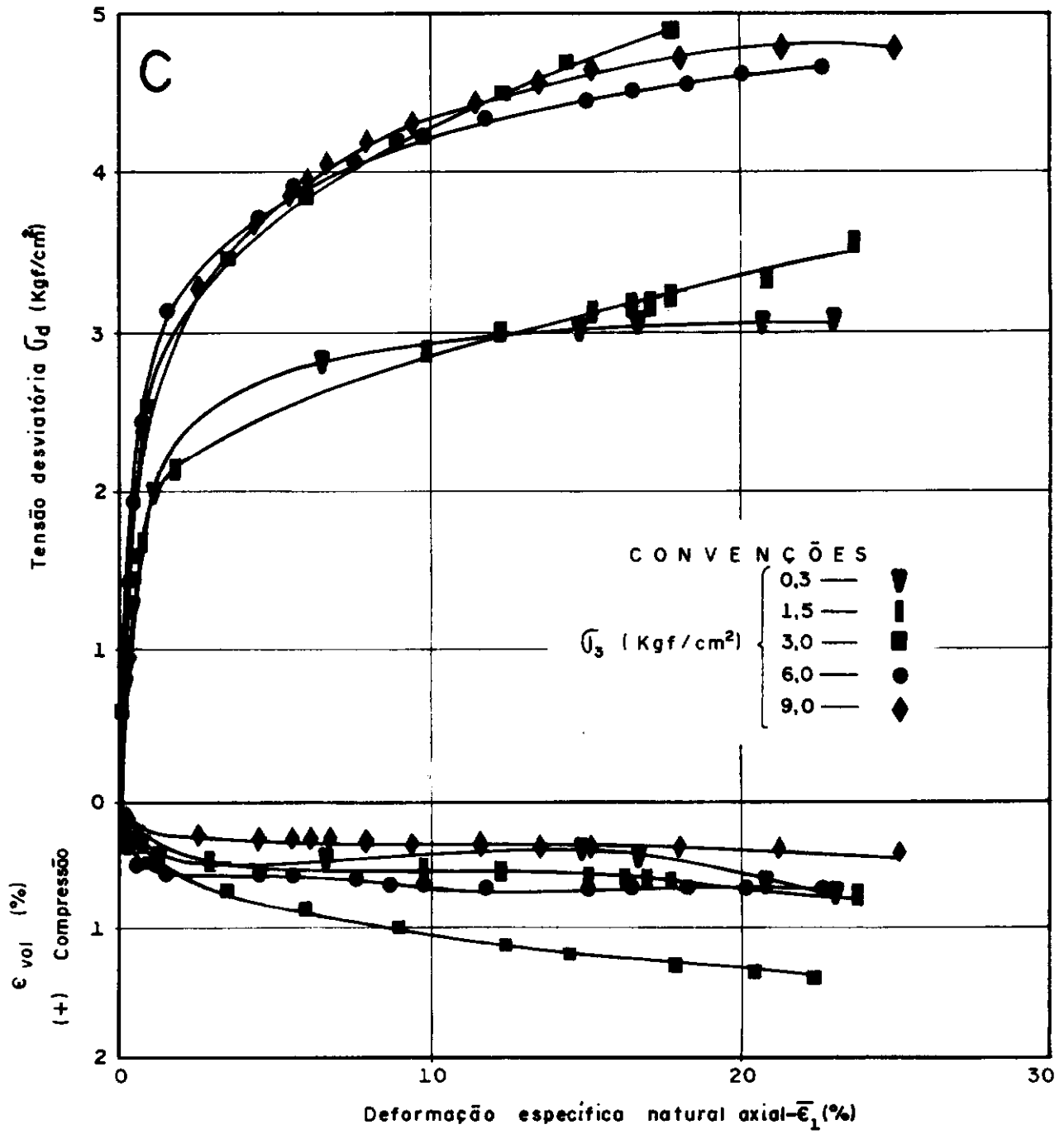


Fig. III 4

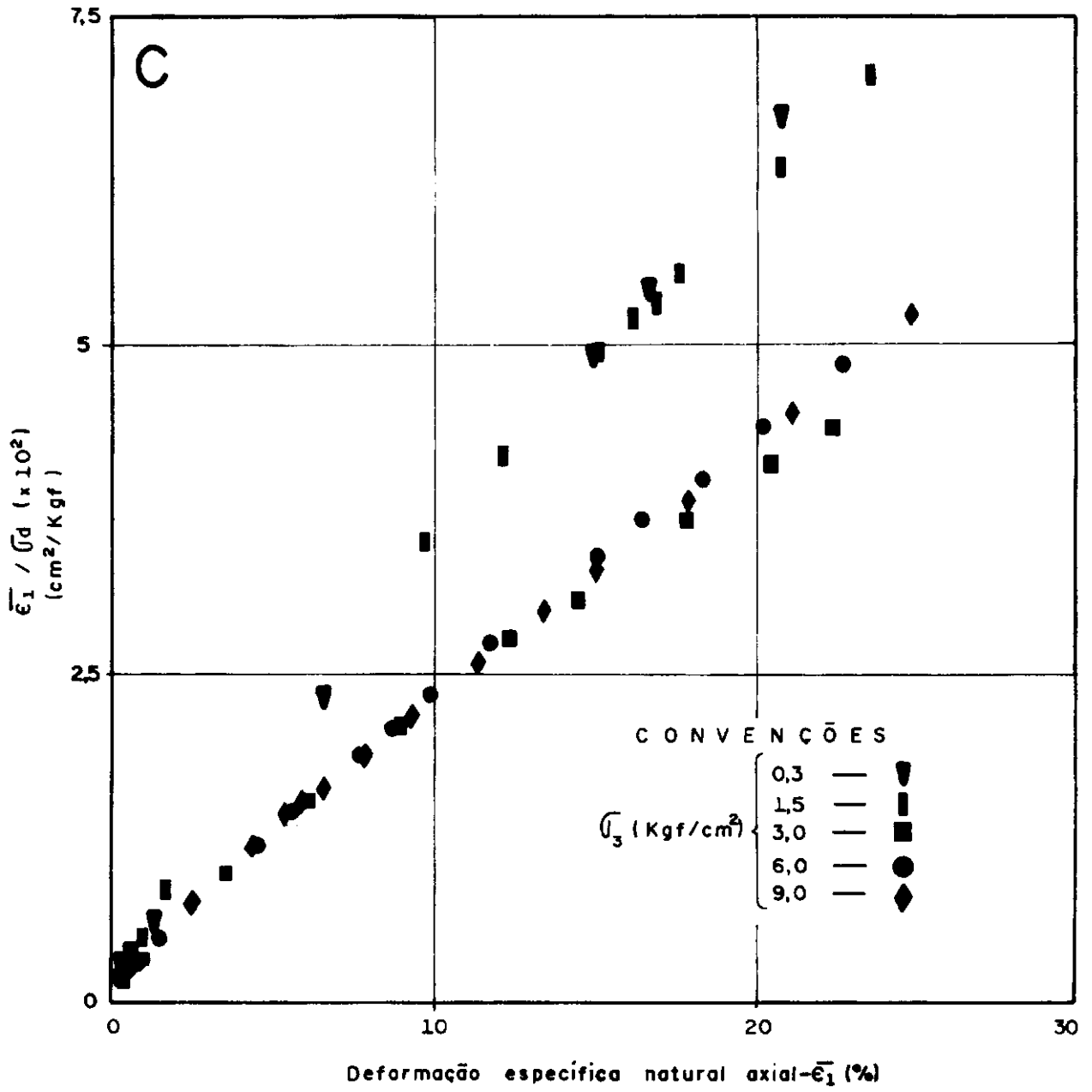


Fig. III 5

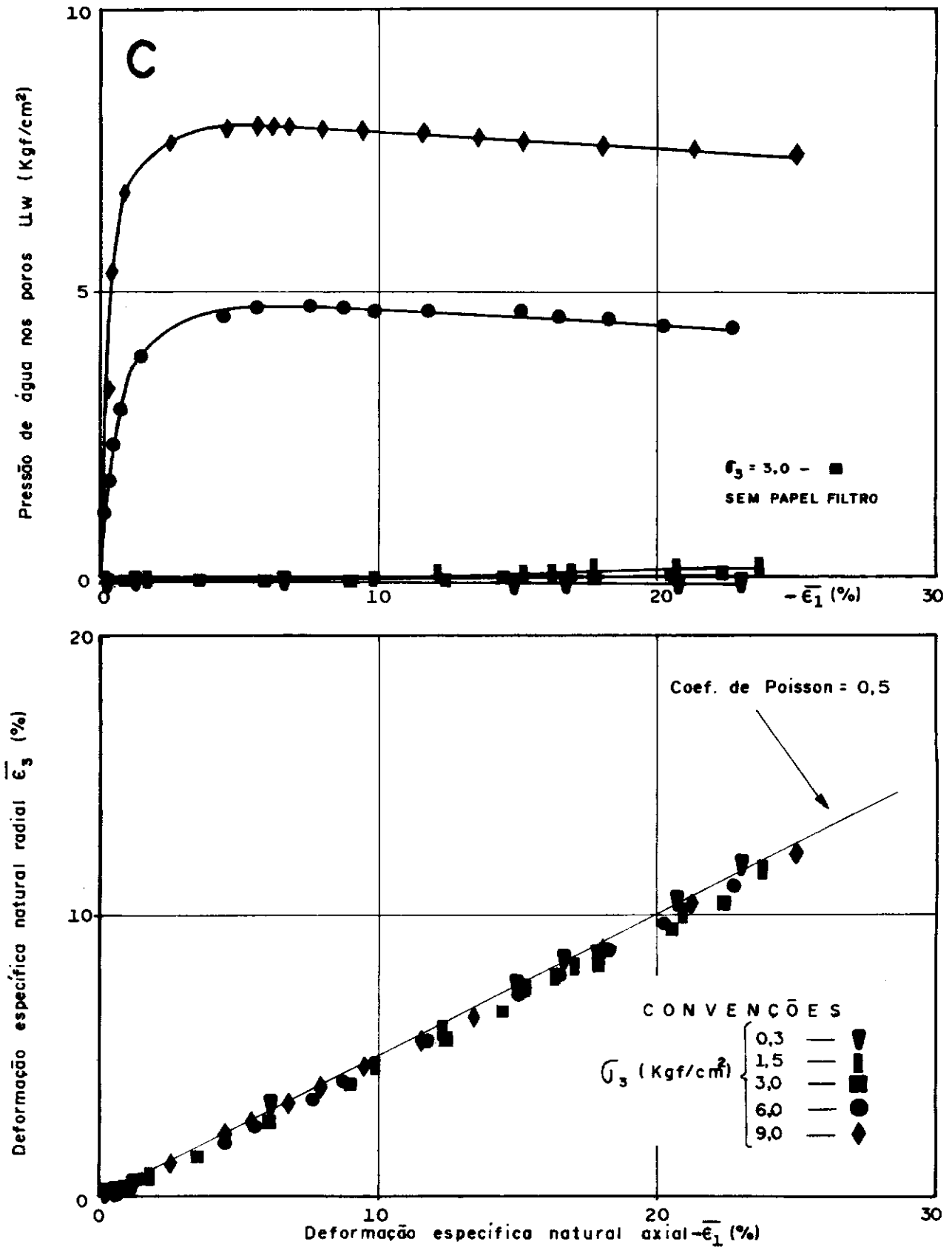


Fig. III 6

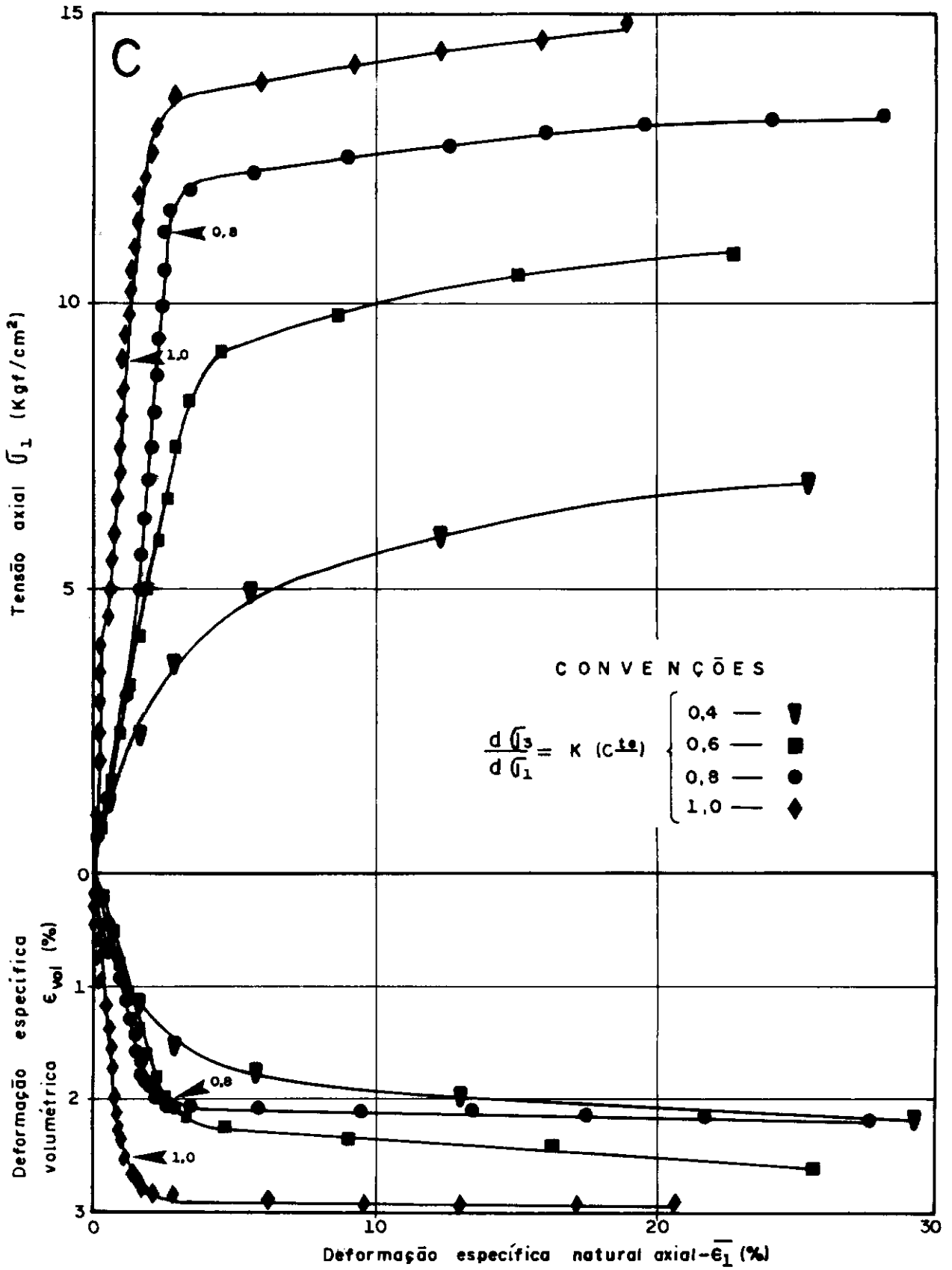


Fig. III 7

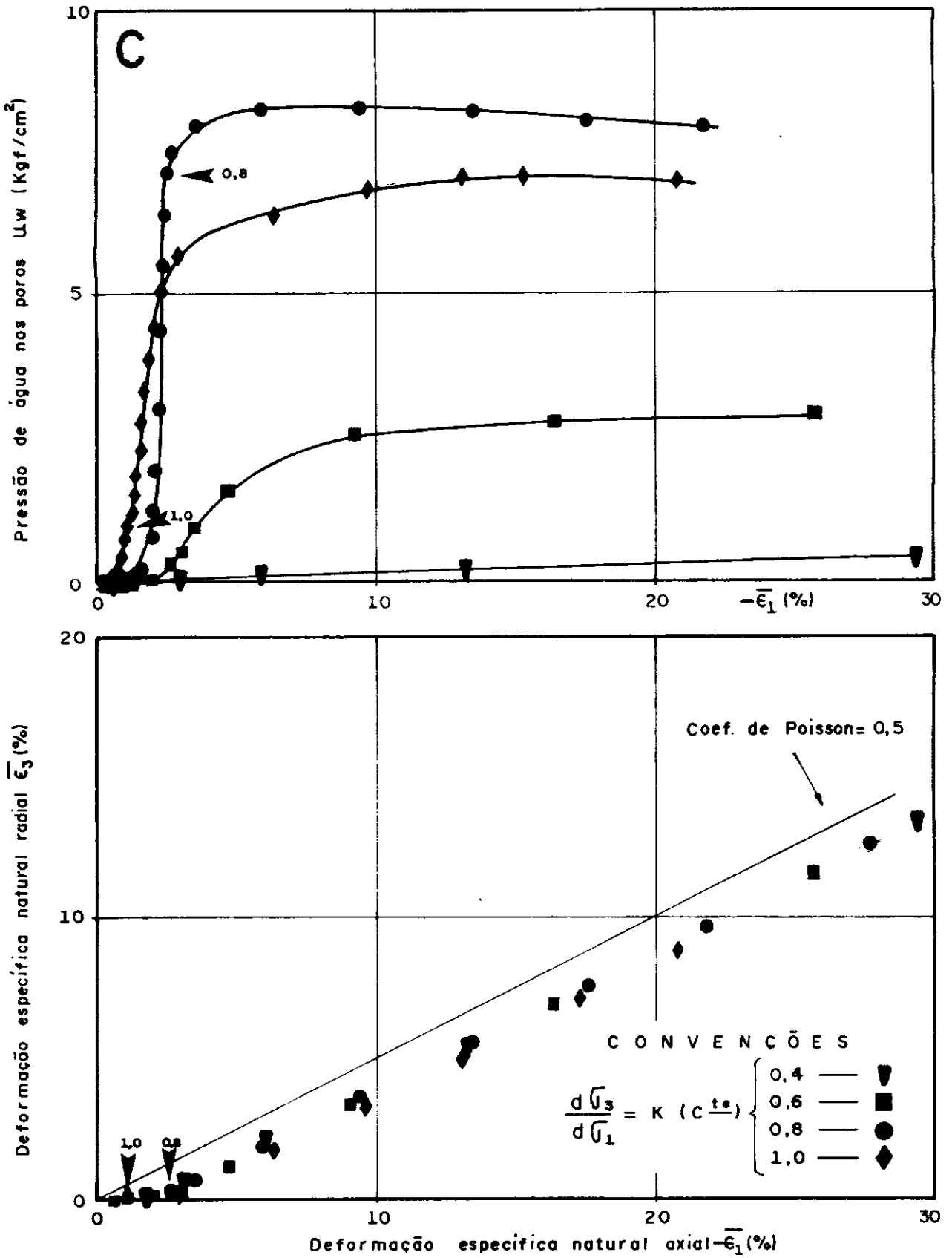


Fig. III 8

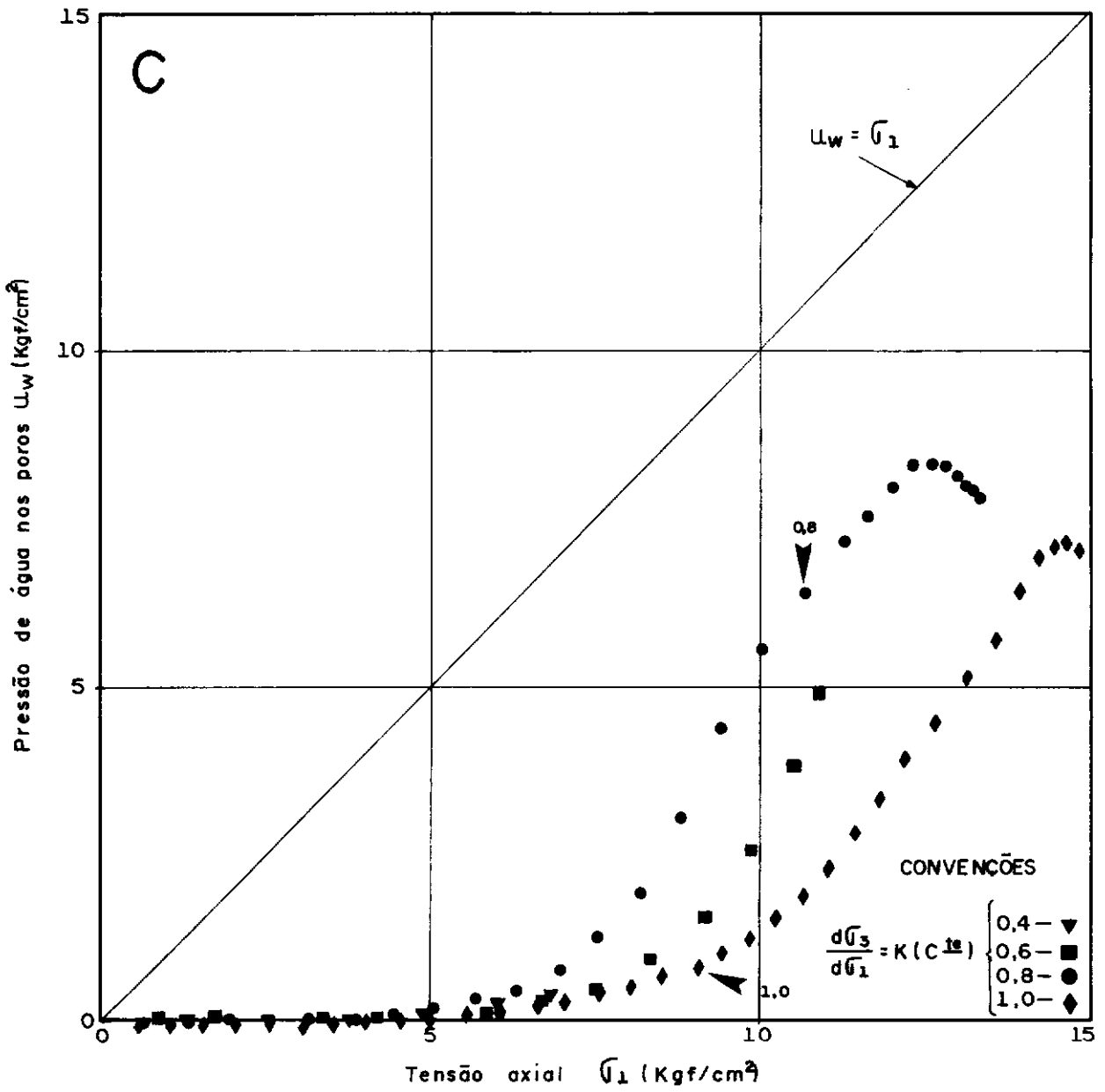


Fig. III 9

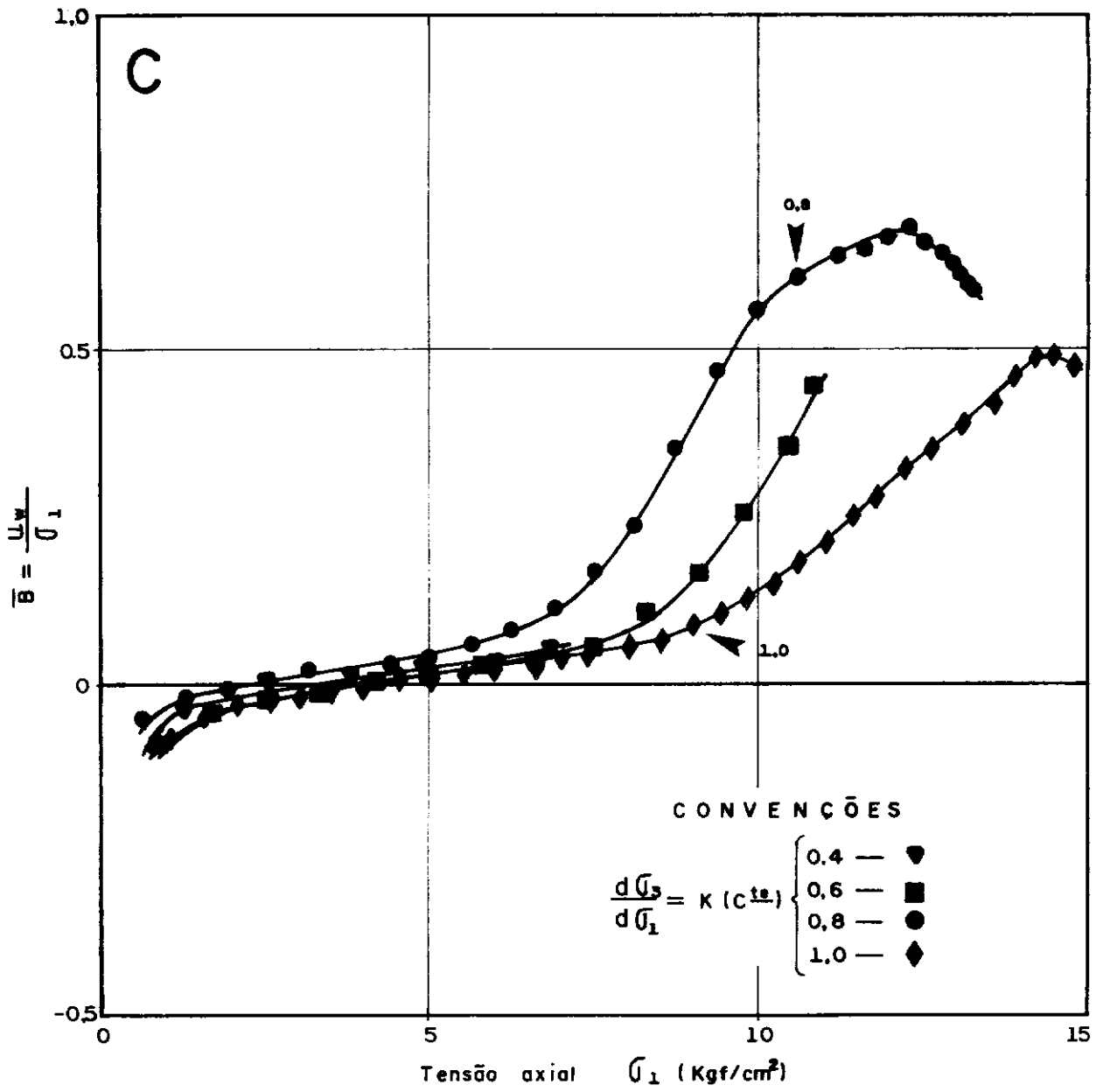


Fig. III 10

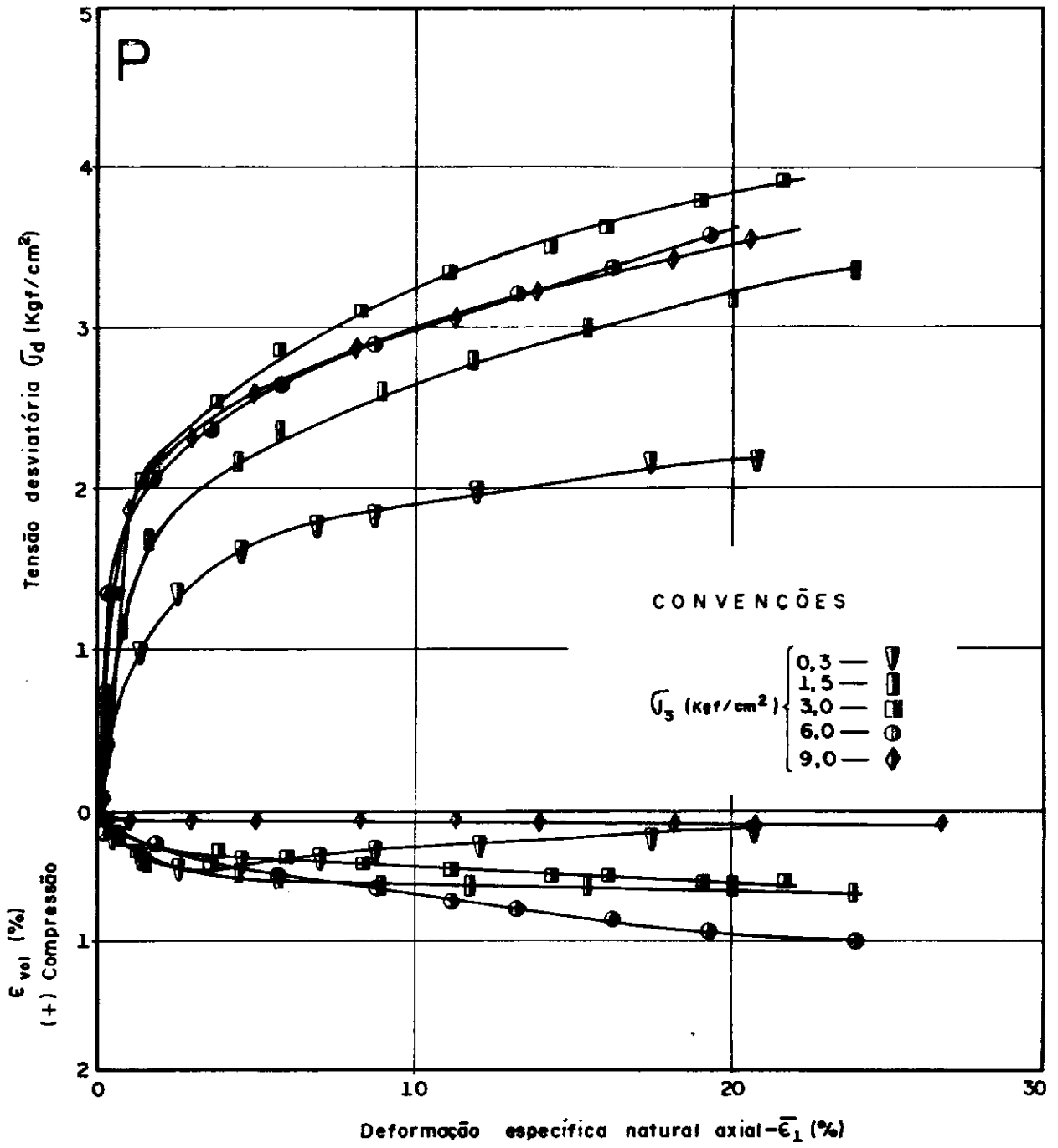


Fig. III 11

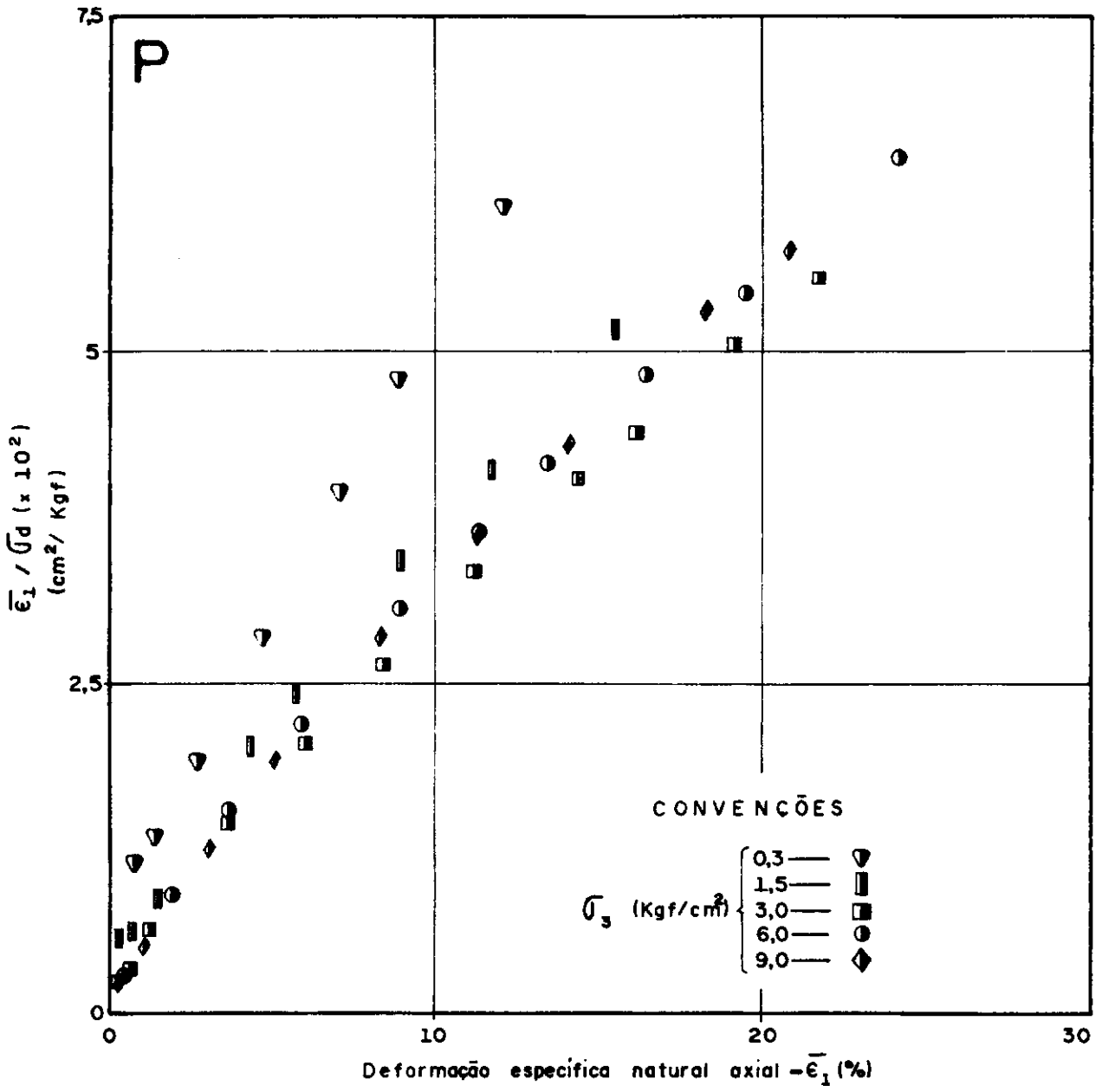


Fig. III 12

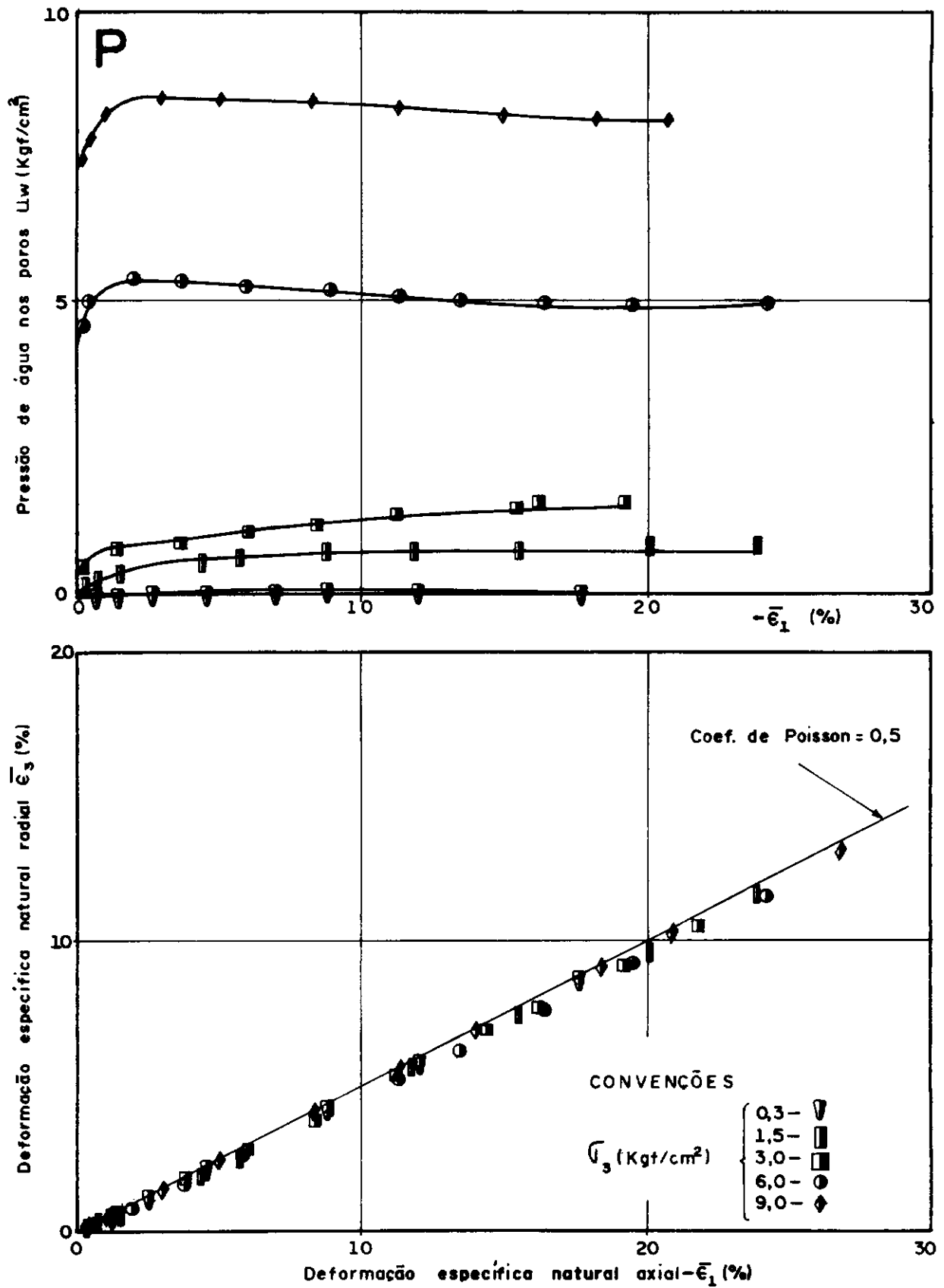


Fig. III 13

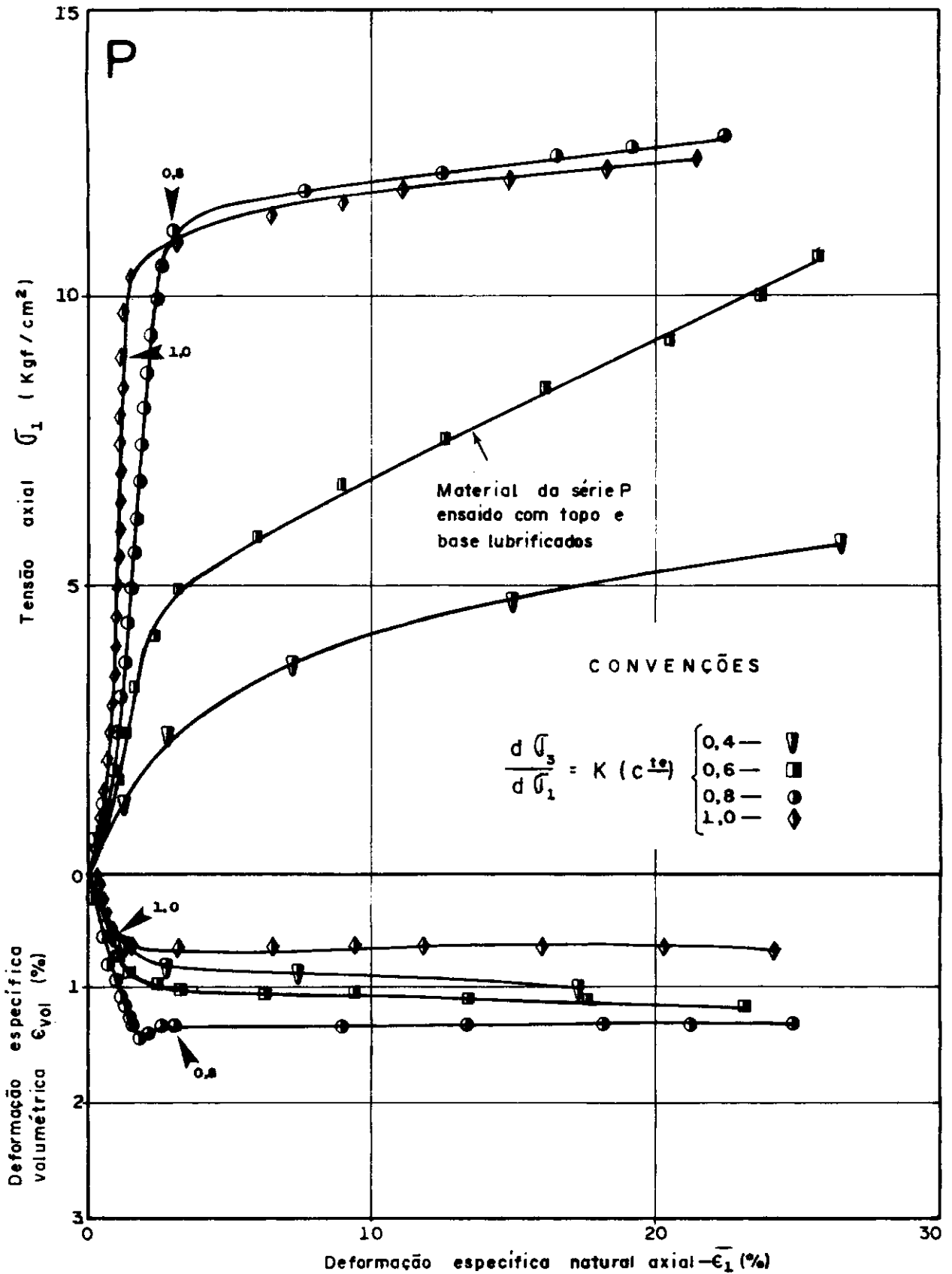


Fig. III 14

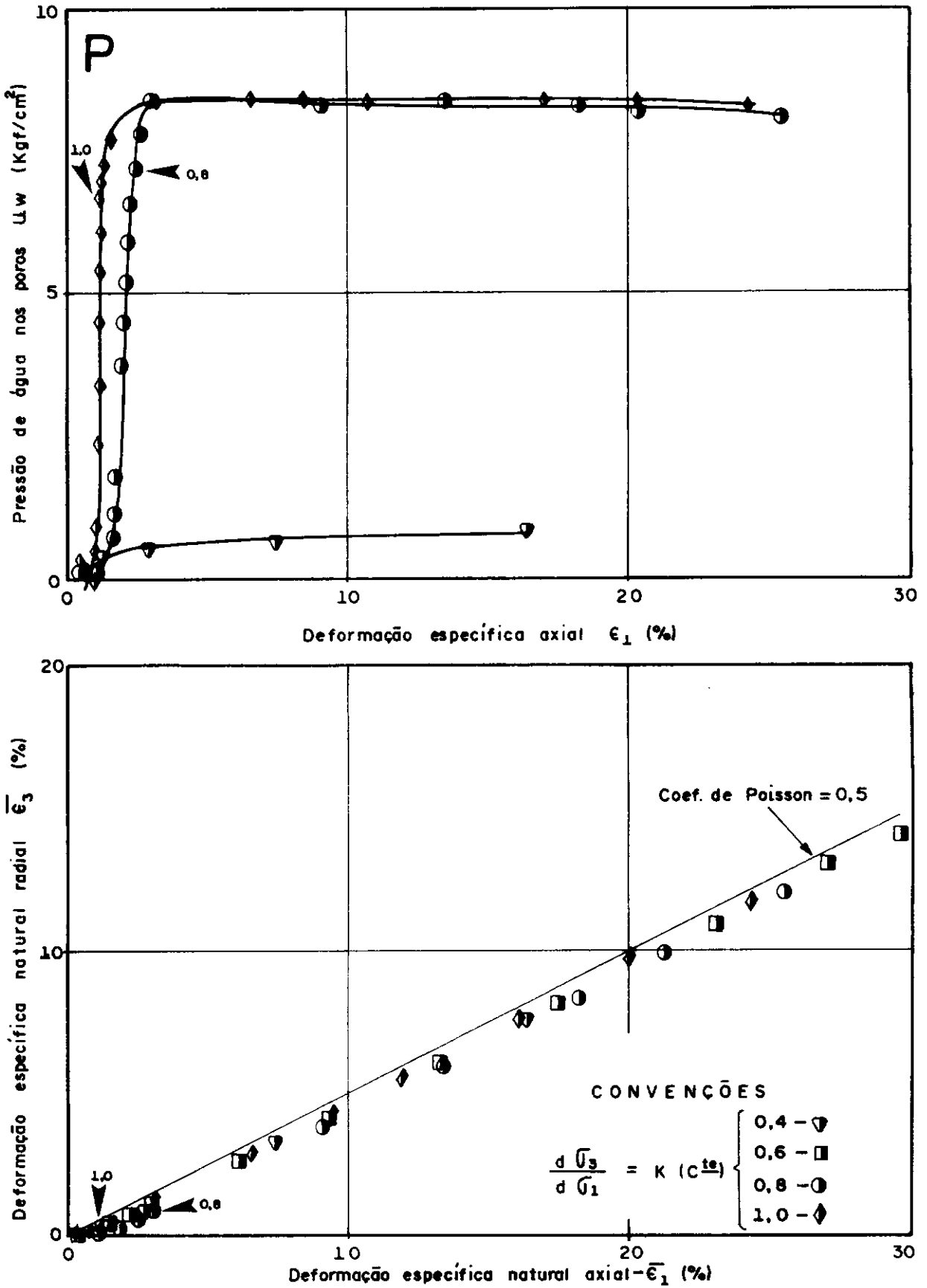


Fig. III 15

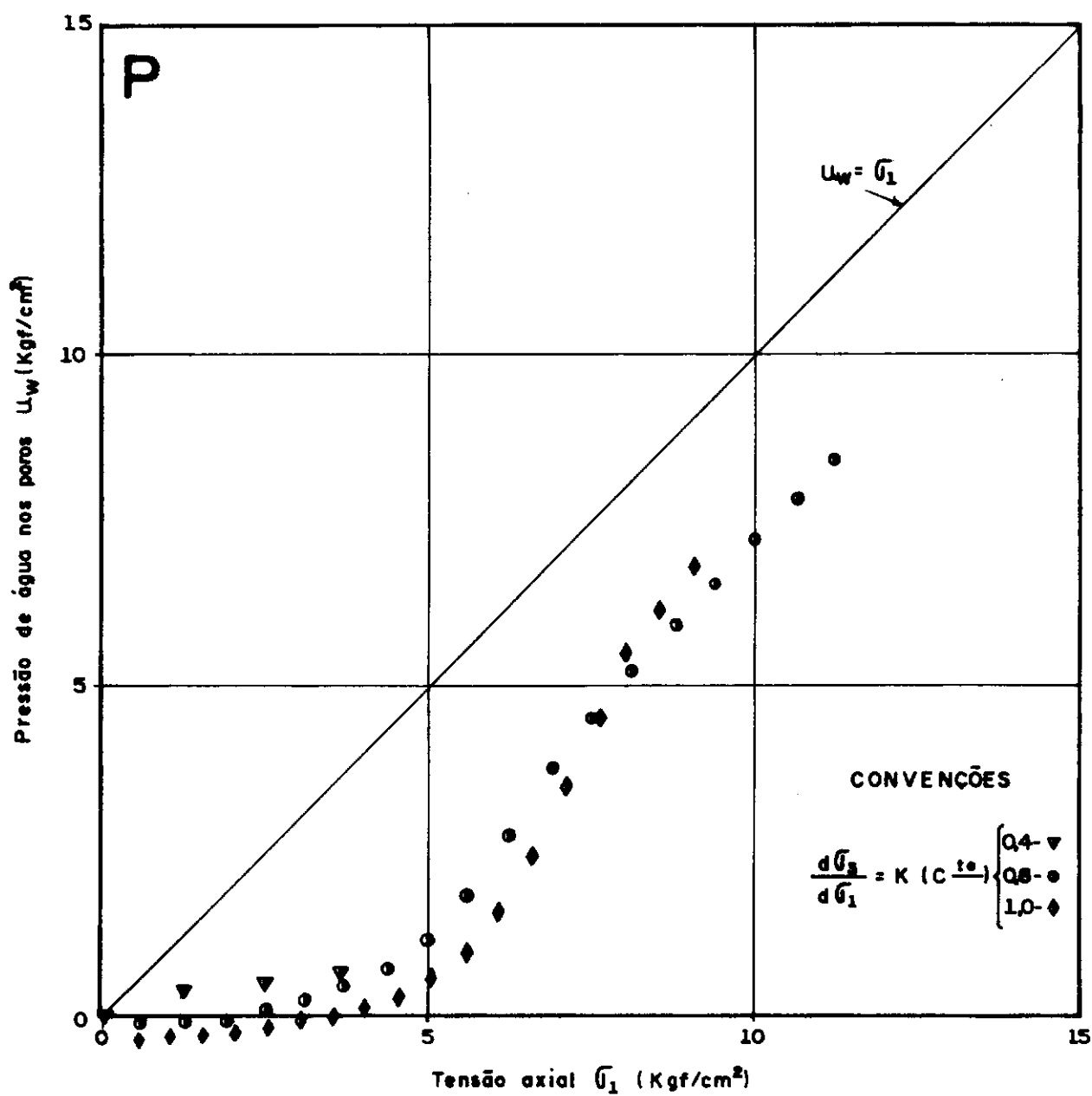


Fig. III 16

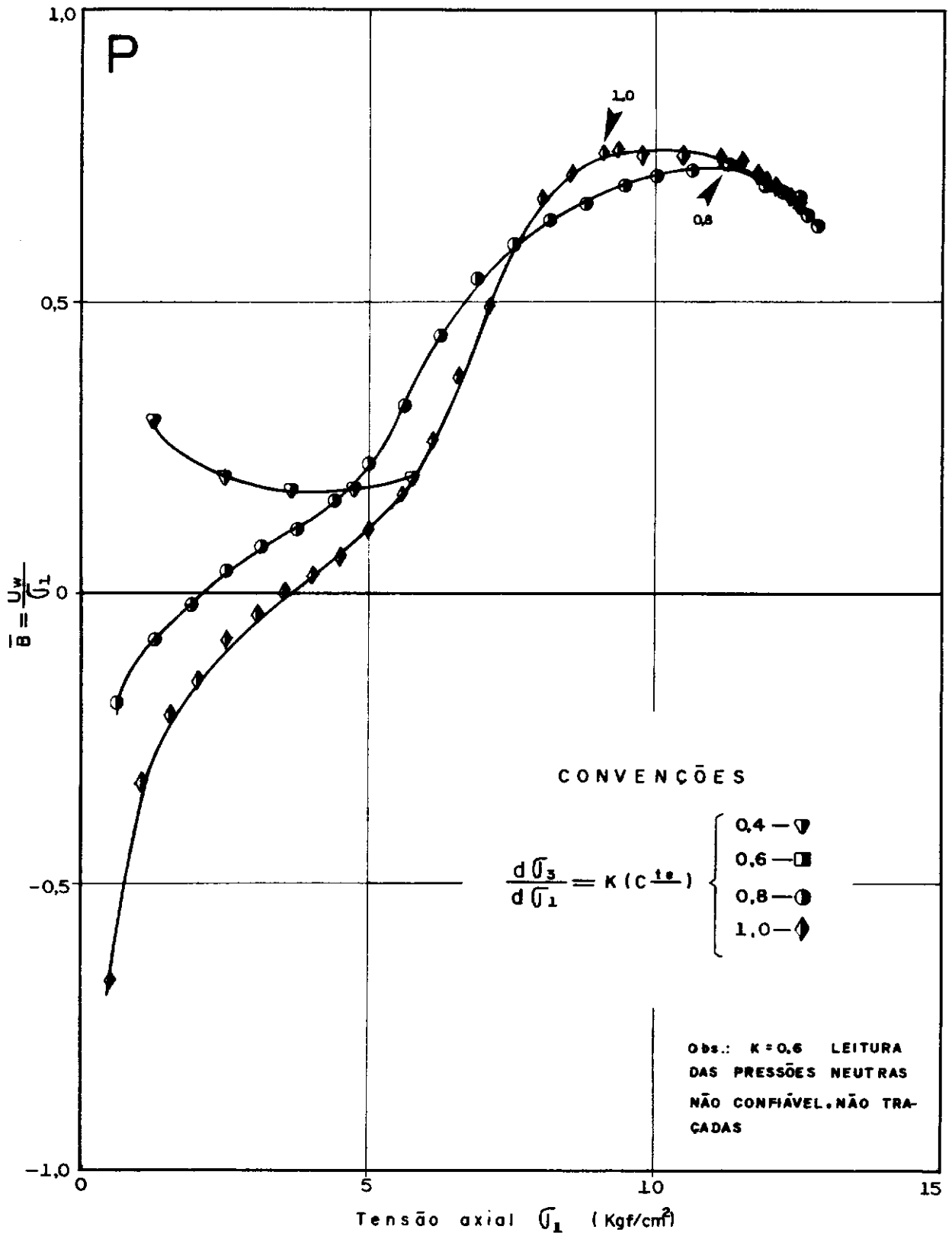


Fig. III 17

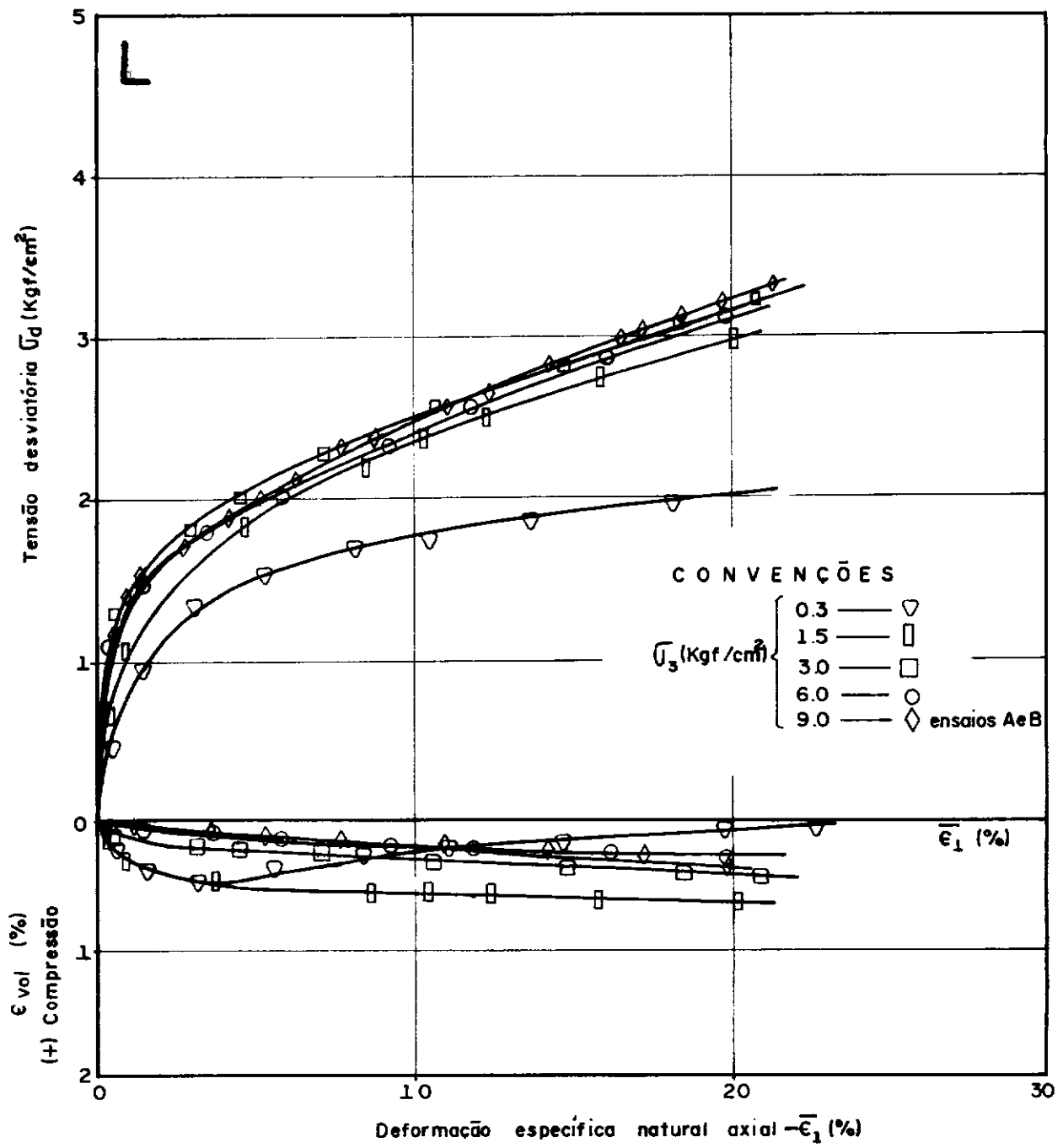


Fig. III 18

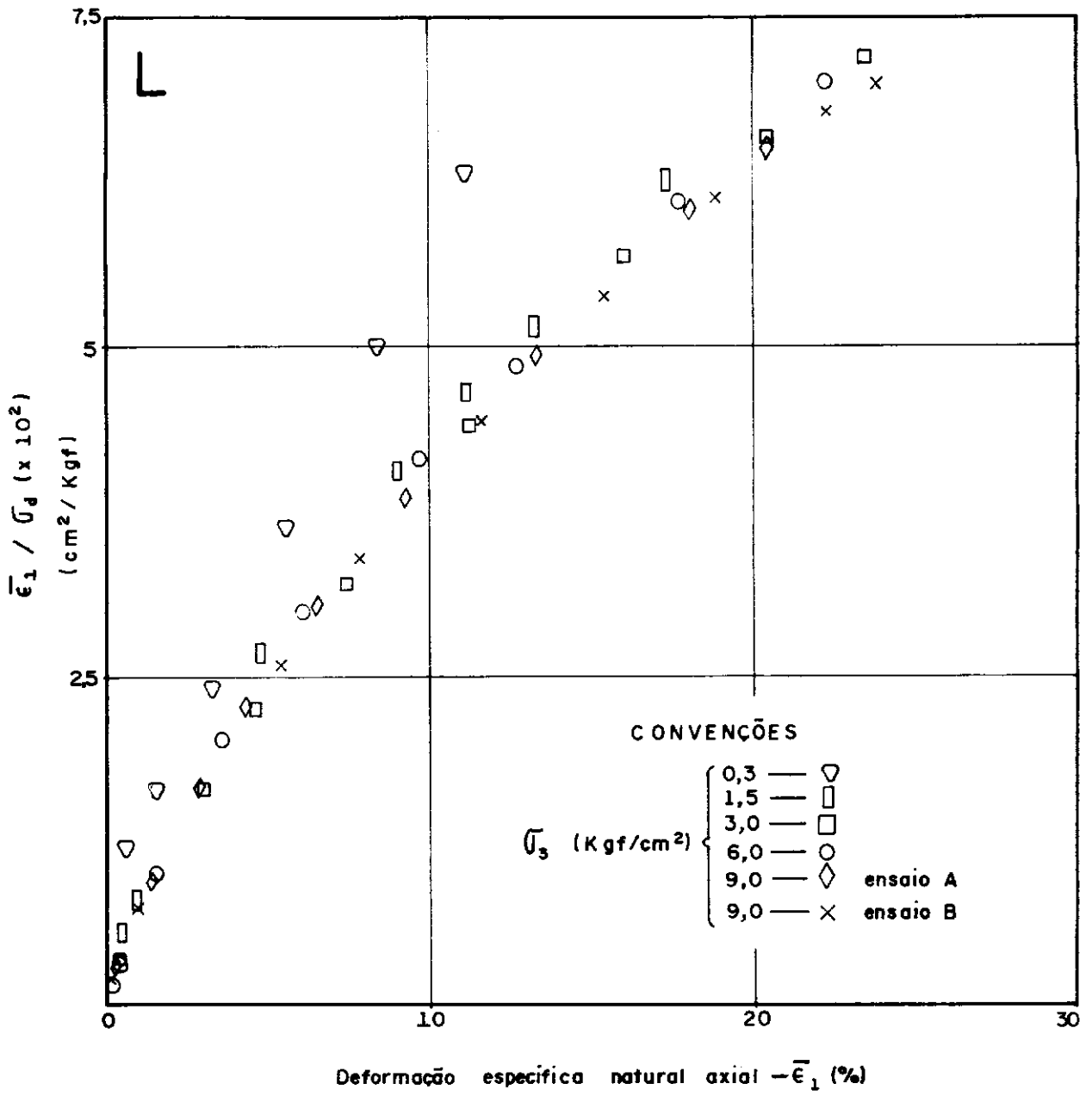


Fig. III 19

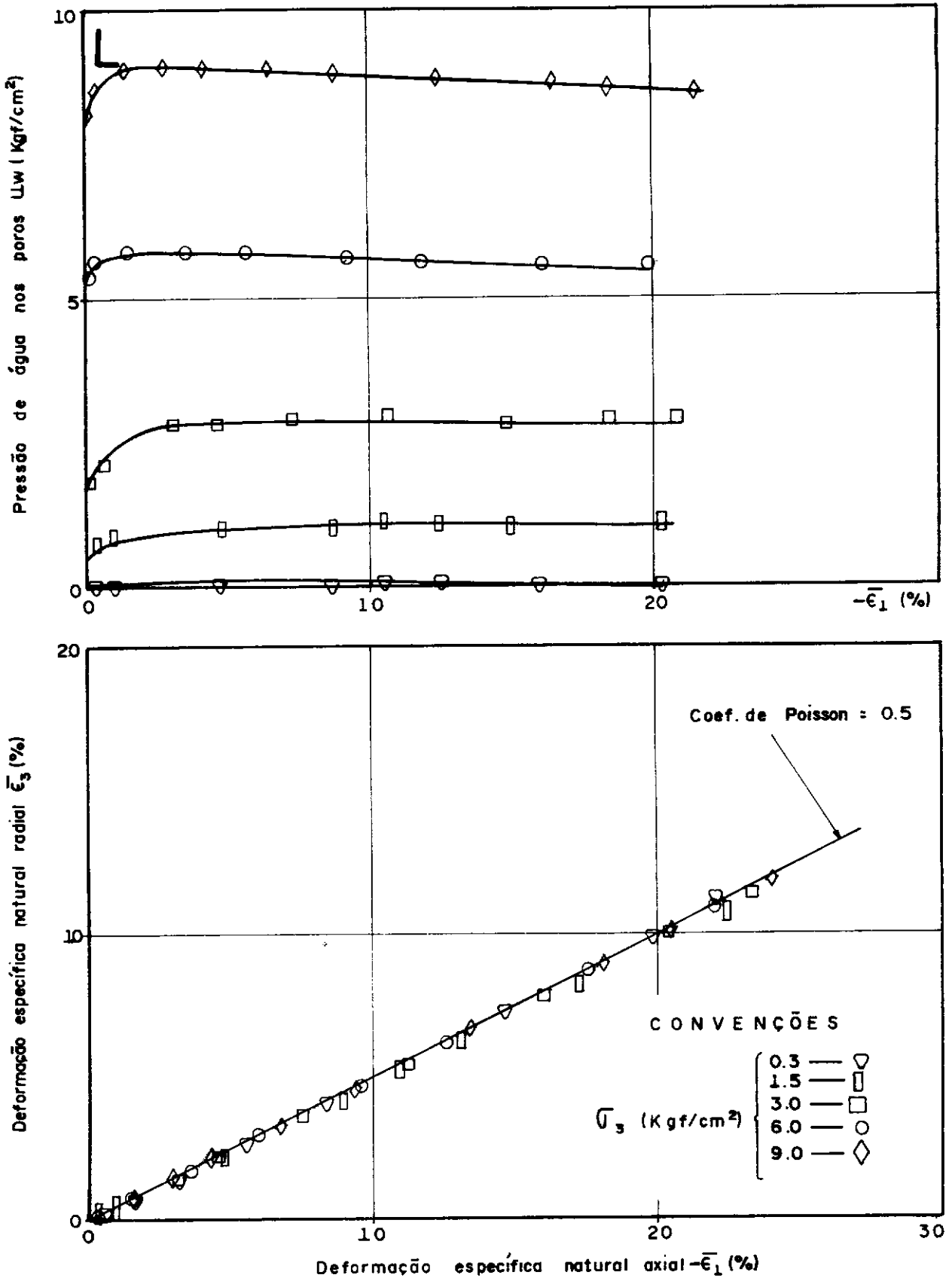


Fig. III 20

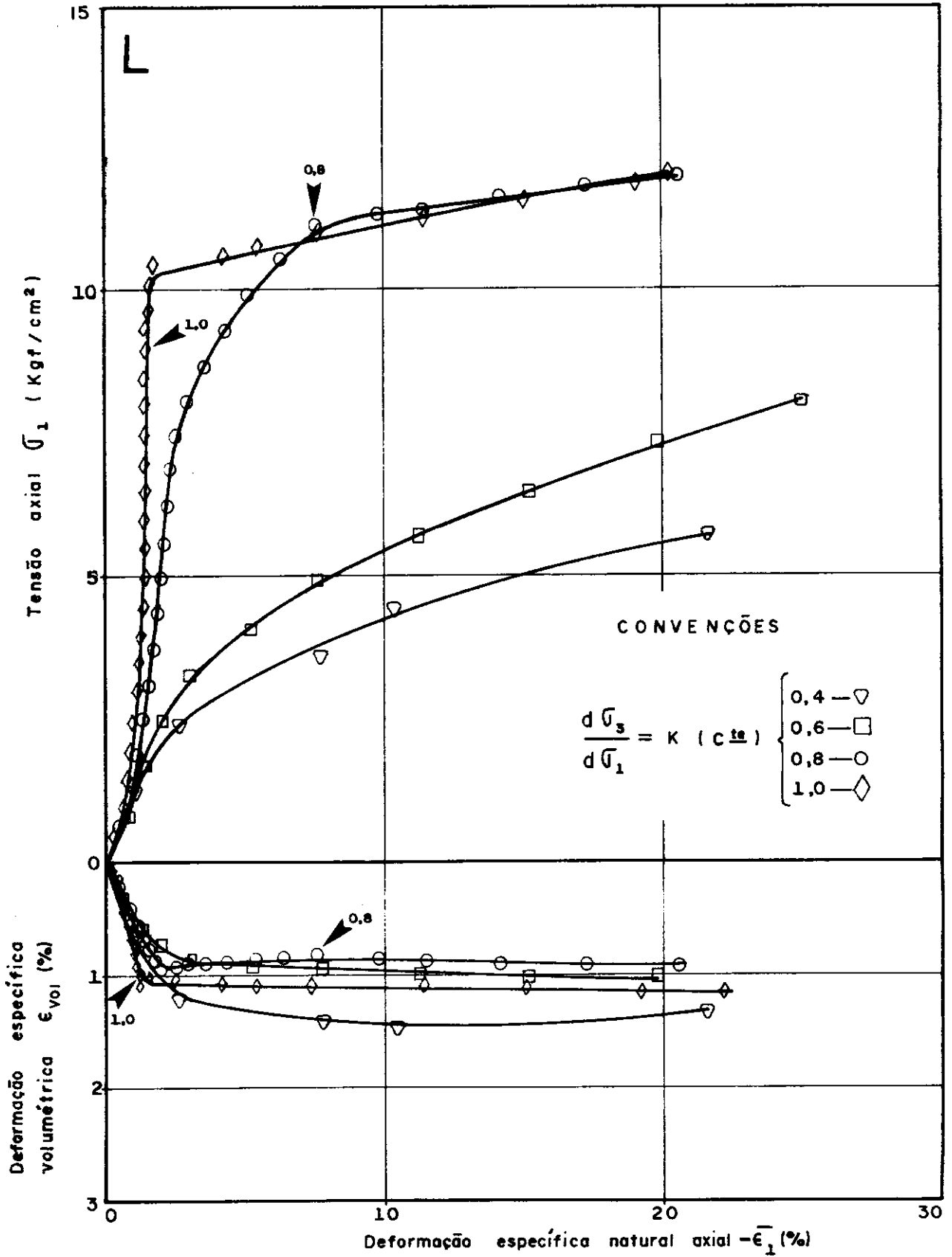


Fig. III 21

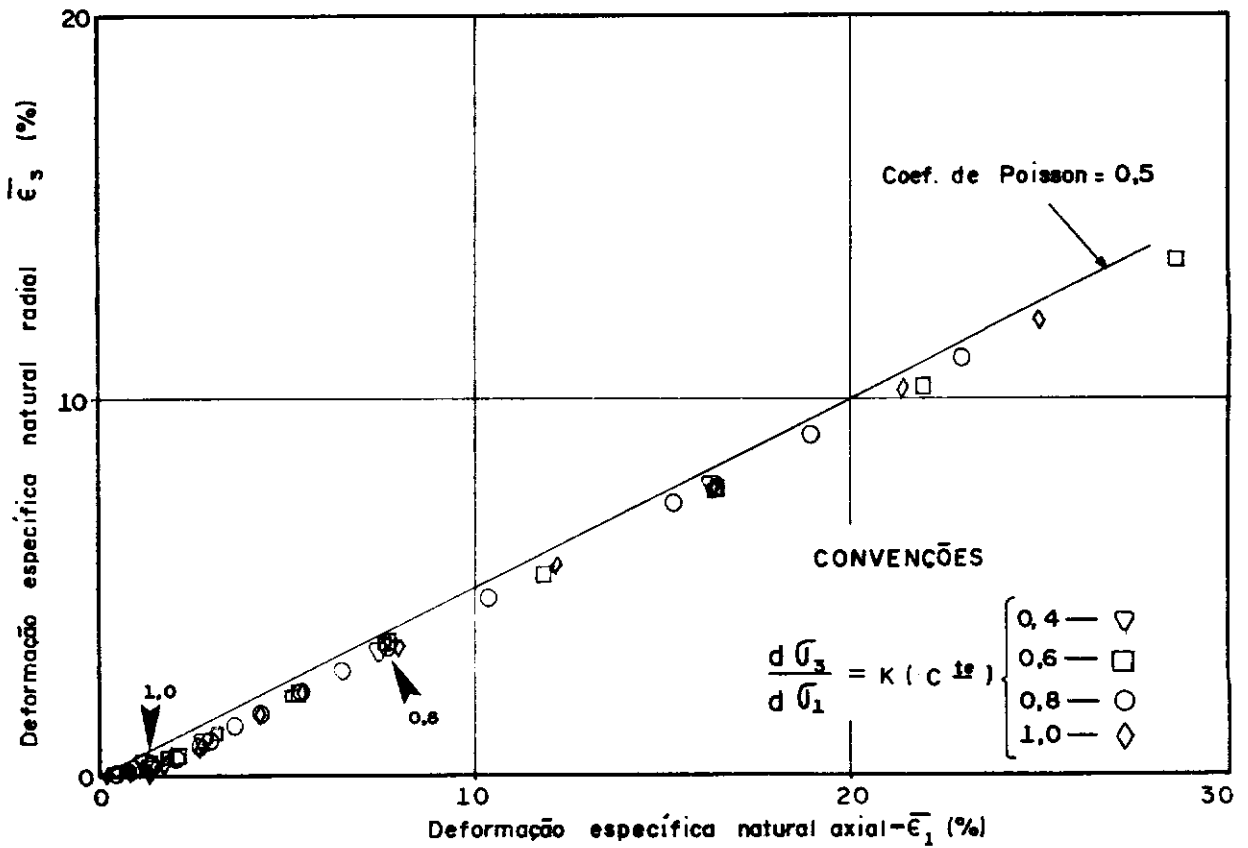
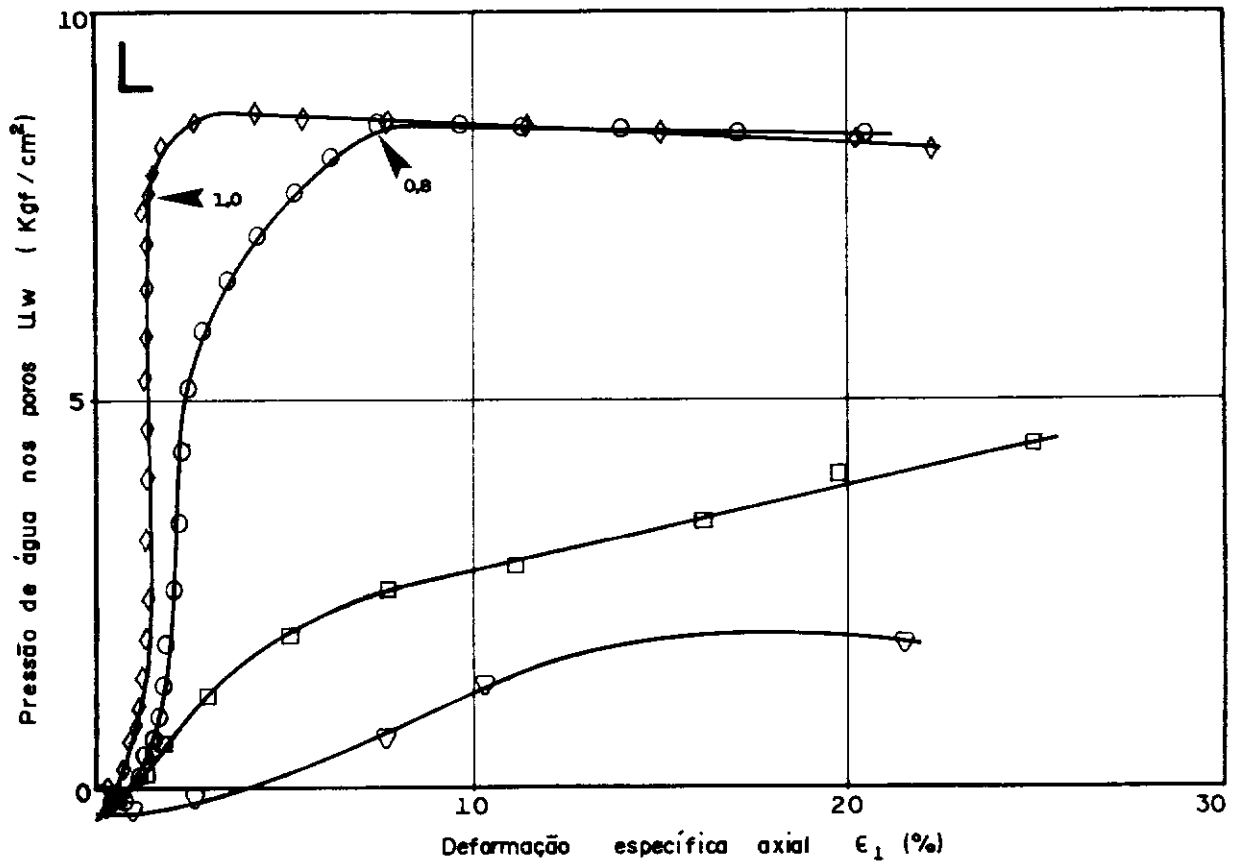


Fig. III 22

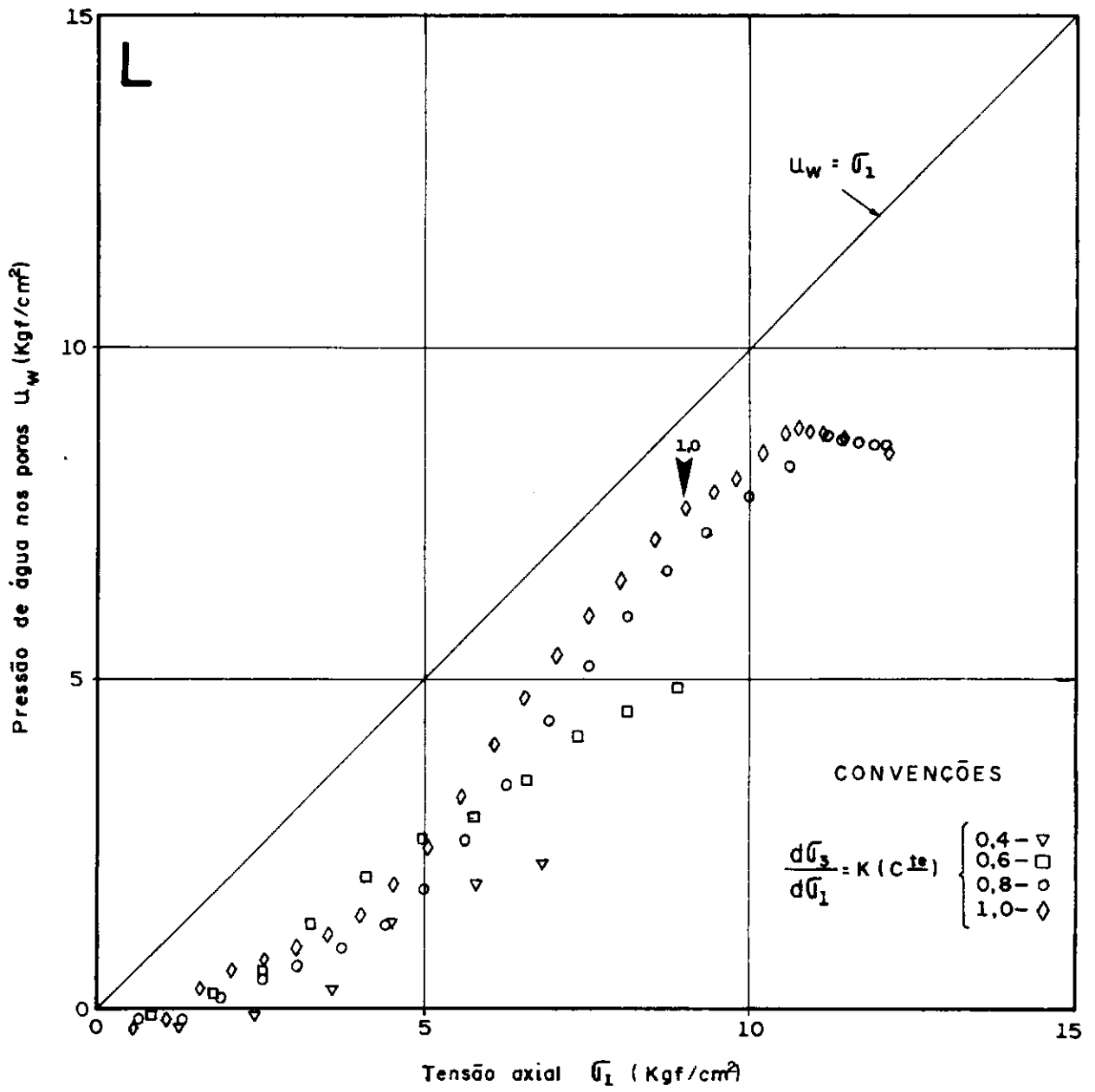


Fig. III 23

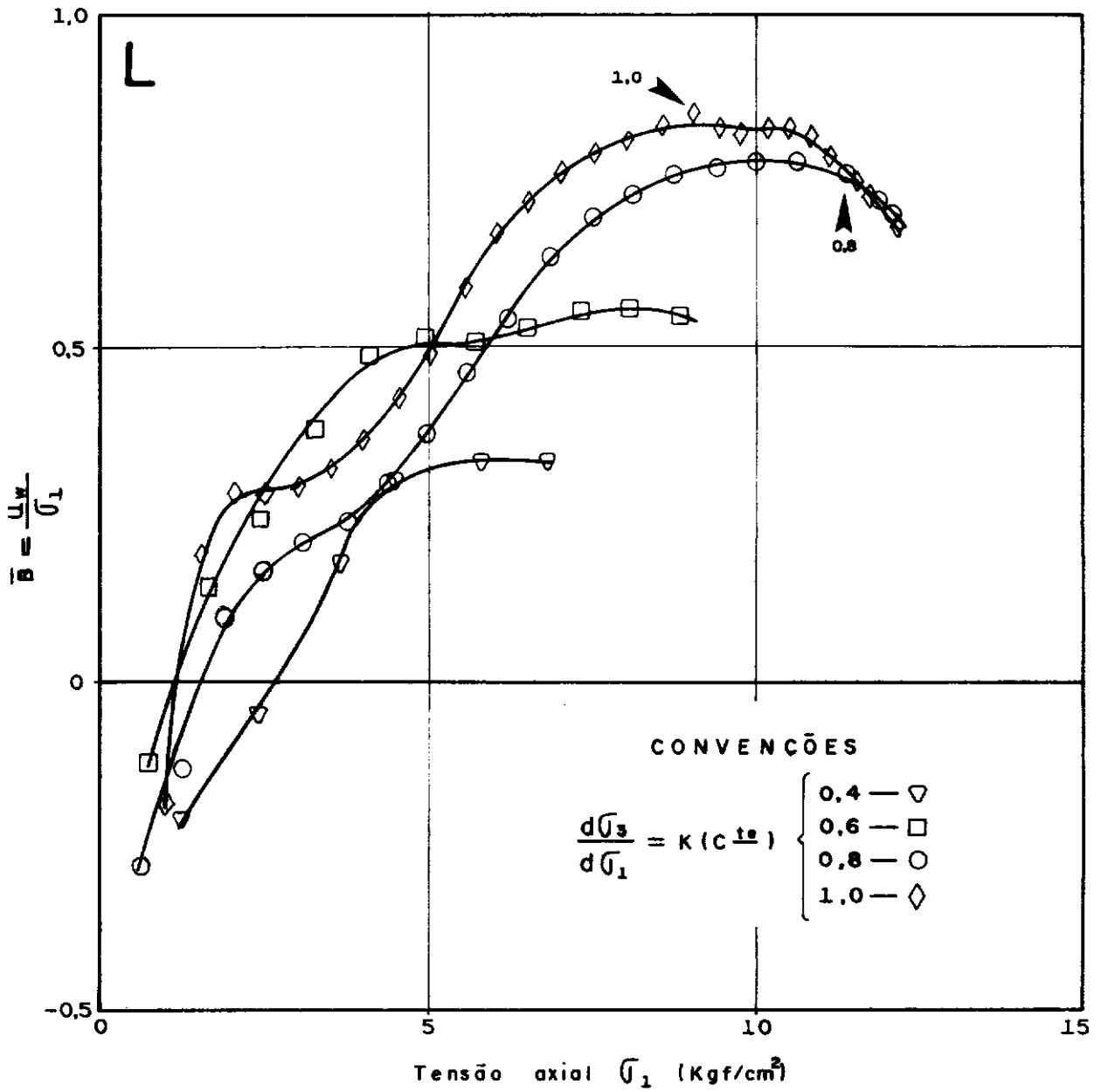


Fig. III 24

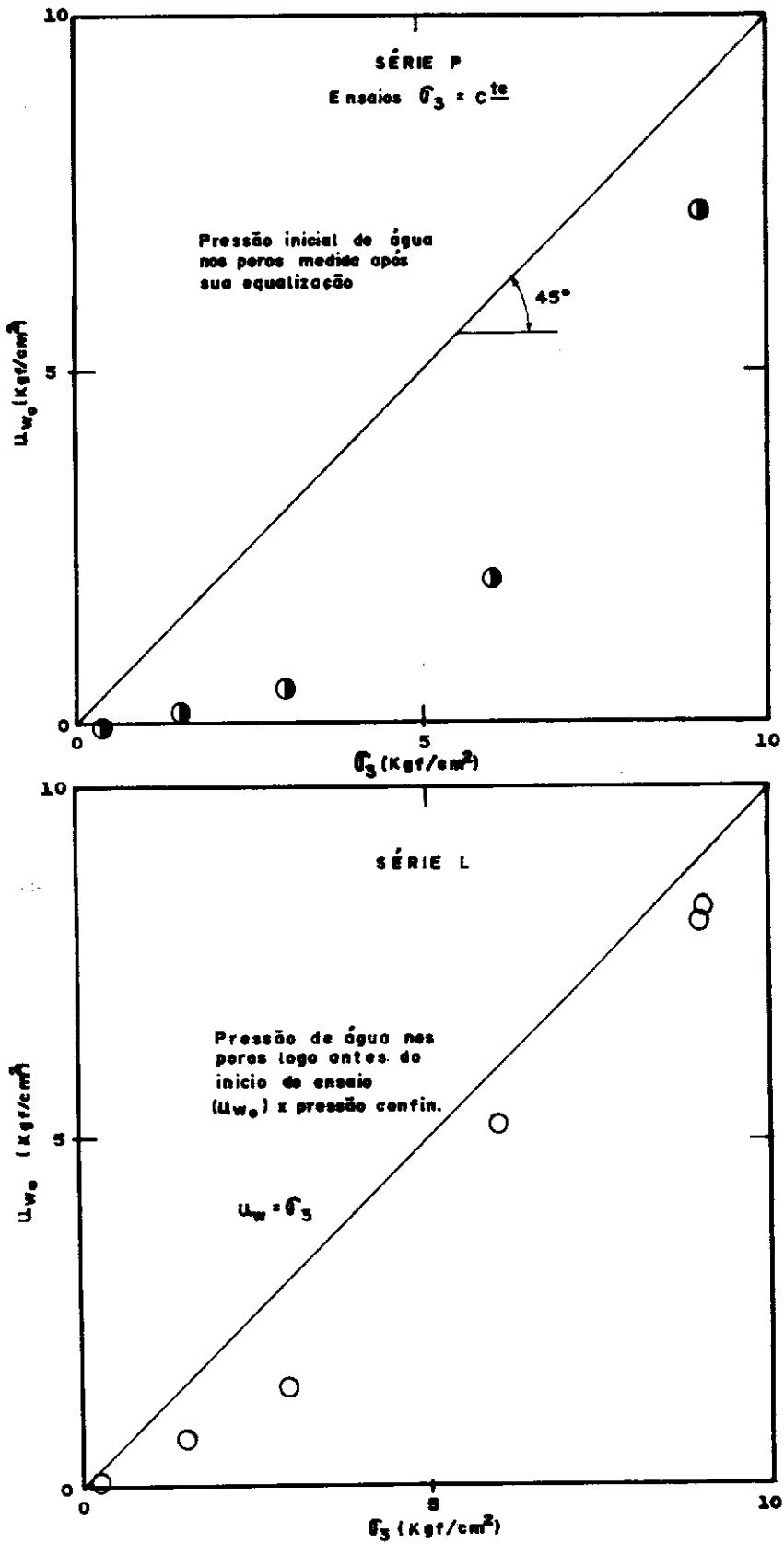


Fig. III 25

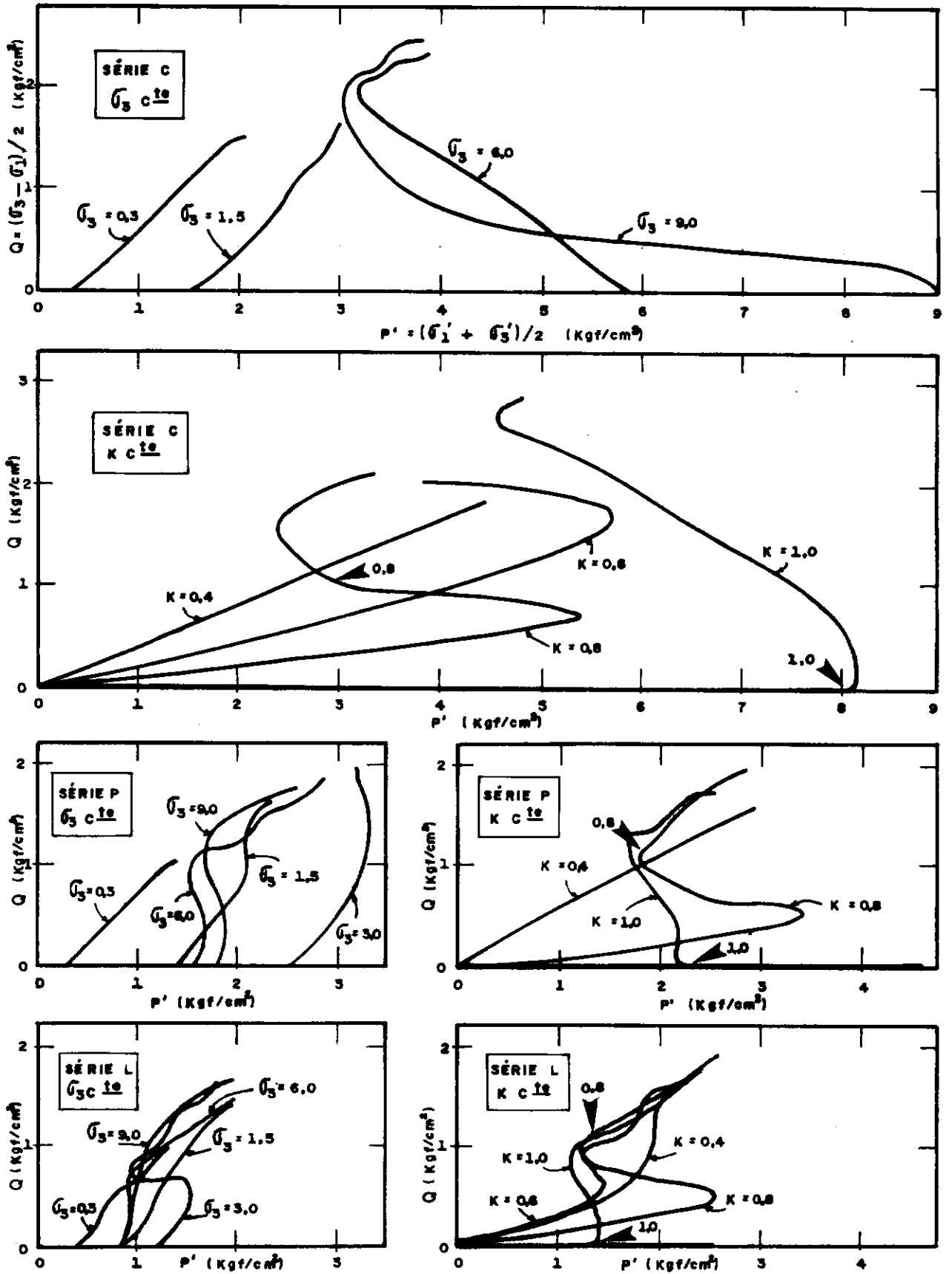


Fig. III 26

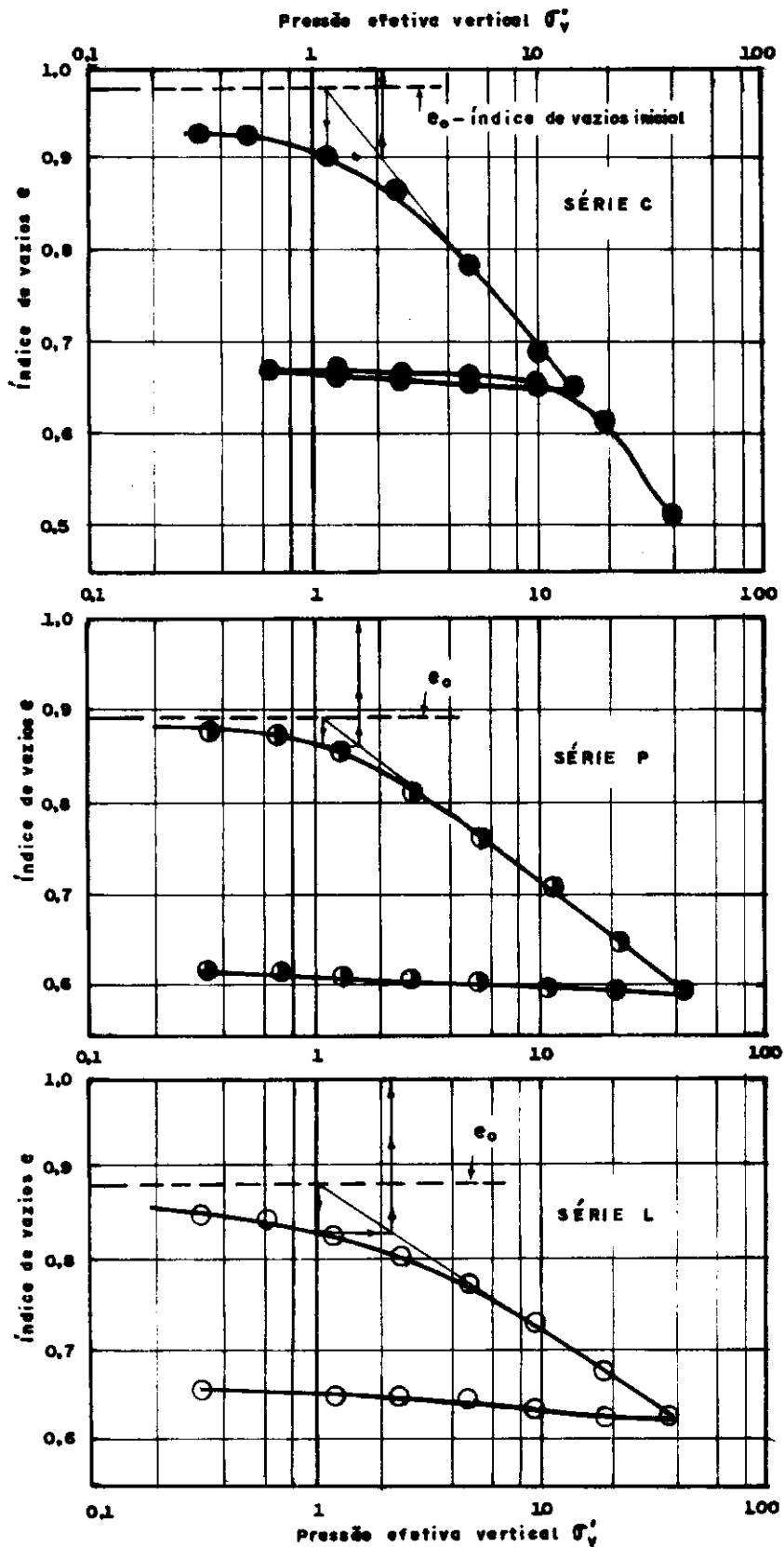


FIG. III 27 Ensaios de adensamento oedométrico $e \times \sigma'_v$

CAPÍTULO IV

APLICAÇÃO DAS FORMULAÇÕES DE DUNCAN ET AL E
COROTIS AT AL

Neste capítulo são analisados os resultados obtidos pelas aplicações das formulações de Duncan *et al* (1970; 1974) e de Corotis *et al* (1974) para simulação de ensaio K. Os métodos de obtenção dos parâmetros foram discutidos no capítulo II.

Toda teoria, mesmo a mais elaborada, é limitada pela sua faixa de aplicabilidade. Como exemplo, podemos citar a mecânica Newtoniana que, apesar dos bons resultados, para as aplicações corriqueiras da engenharia, falha quando aplicada aos micro e macrocosmos, para os quais foram elaboradas as mecânicas quântica e relativista. Em mecânica dos solos é de conhecimento geral que a envol-tória de rotura de Mohr-Coulomb não é uma reta. Entretanto, para a maioria dos projetos, a gama dos esforços permite adotá-la retilínea. As proposições em estudo não são exceções e por vezes nos deparamos com a necessidade de interpolar retas por pontos que não estão alinhados retilineamente ou quando muito estão situados em trechos retilíneos. Nestes casos, analisamos acuradamente os ensaios e os resultados experimentais para, pelo menos, termos idéia sobre os dados que devem ter maior preponderância sobre os outros, sem, contudo, resvalarmos num subjetivismo excessivo. Entretanto, quando os dados concordavam com a formulação não foram tratados superficialmente, de uma maneira mecânica.

IV.1

FORMULAÇÃO HIPERBÓLICA DE DUNCAN ET AL *

Para a aplicação desta formulação, esclarecemos que:

- 1) Foram utilizadas deformações de engenharia (ϵ)
- 2) Os provetes foram considerados rompidos quando atingiam a deformação específica axial (ϵ_1) de 20%.
- 3) ϵ_3 foi calculado como sendo: $\epsilon_3 = (\epsilon_{vol} - \epsilon_1) / 2$

IV.1.1

Cálculo de "R_f" e "d"

R_f e d para ensaio são apresentados nas tabelas IV.1.a/b/c. O R_f de cada série, bem como d , aparecem logo abaixo de cada tabela. Para seus cálculos as tensões axiais correspondentes aos níveis de 70 e 95% da rotura ($\epsilon_{1,70}$ e $\epsilon_{1,95}$) foram calculadas por interpolação gráfica das curvas $\sigma_d \times \epsilon_1$. A sugestão de Nobari (1971), de relação linear entre $\log \epsilon_1$ e $\log \epsilon_3$, foi empregada para cálculo de $\epsilon_{3,70}$ e $\epsilon_{3,95}$.

TABELA IV.1

(a) Série C

σ_3	$\epsilon_{1,70}$	$\epsilon_{1,95}$	σ_d	R_f	E_i	d	v_i	P_f	Q_f
0,3	1,60	10,85	3,07	0,99	4,35	0,038	0,231	1,84	1,54
1,5	3,10	16,3	3,30	0,96	2,29	0,015	0,339	3,15	1,65
3,0	3,45	15,2	3,89	0,94	2,91	0,026	0,224	5,45	2,45
6,0	1,95	13,25	4,60	0,99	5,35	0,042	0,154	8,30	2,30
9,0	2,80	13,3	4,76	0,95	3,57	0,024	0,311	11,4	2,38

 $R_f=0,97$ $d=0,026$

* Doravante sempre que houver referência a Duncan *et al* reporta-se a Culhawy *et al.* (1969), Chang e Duncan (1970), Wong e Duncan (1974). A última referência é altamente didática resumindo as de mais.

TABELA IV.1 (Continuação)

(b) Série P

σ_3	$\epsilon_{1,70}$	$\epsilon_{1,95}$	σ_{df}	R_f	E_i	d	v_i	P_f	Q_f
0,3	3,75	14,2	2,20	0,92	1,15	0,014	0,375	1,40	1,10
1,5	5,3	16,65	3,32	0,88	1,14	0,007	0,406	3,16	1,66
3,0	4,55	16,45	3,86	0,91	1,63	0,010	0,393	4,93	1,93
6,0	5,0	16,7	3,63	0,89	1,35	0,012	0,359	7,82	1,82
9,0	4,4	18,7	3,68	0,94	1,70	0,004	0,510	10,84	1,84

 $R_f=0,91$ $d=0,009$

(c) Série L

σ_3	$\epsilon_{1,70}$	$\epsilon_{1,95}$	σ_{df}	R_f	E_i	d	v_i	P_f	Q_f
0,3	3,9	15,75	1,97	0,93	1,01	0,013	0,368	1,29	0,99
1,5	7,3	17,35	2,94	0,78	0,621	0,011	0,354	2,97	1,47
3,0	5,5	17,2	3,04	0,88	1,00	0,007	0,421	4,52	1,52
6,0	7,55	18,1	3,08	0,78	0,632	0,001	0,483	7,54	1,54
9,0	6,85	17,65	3,16	0,81	0,751	0,003	0,470	10,58	1,58

 $R_f=0,84$ $d=0,007$

IV.1.2

Cálculo de K, n, F, G, c, ϕ

A estimativa de F, G, K e n é um tanto dificultosa devido aos pontos $(v_i; \sigma_3/p_a)$ e $(E_i/p_a; \sigma_3/p_a)$ representados na fig. IV.1 a e b estarem aleatoriamente distribuídos. Somente apresentam alguma relação bem definida para a série L da fig.(IV.1.a) e para a série P na (IV.1.b). Analisaremos, agora, a determinação desses parâmetros para as várias séries.

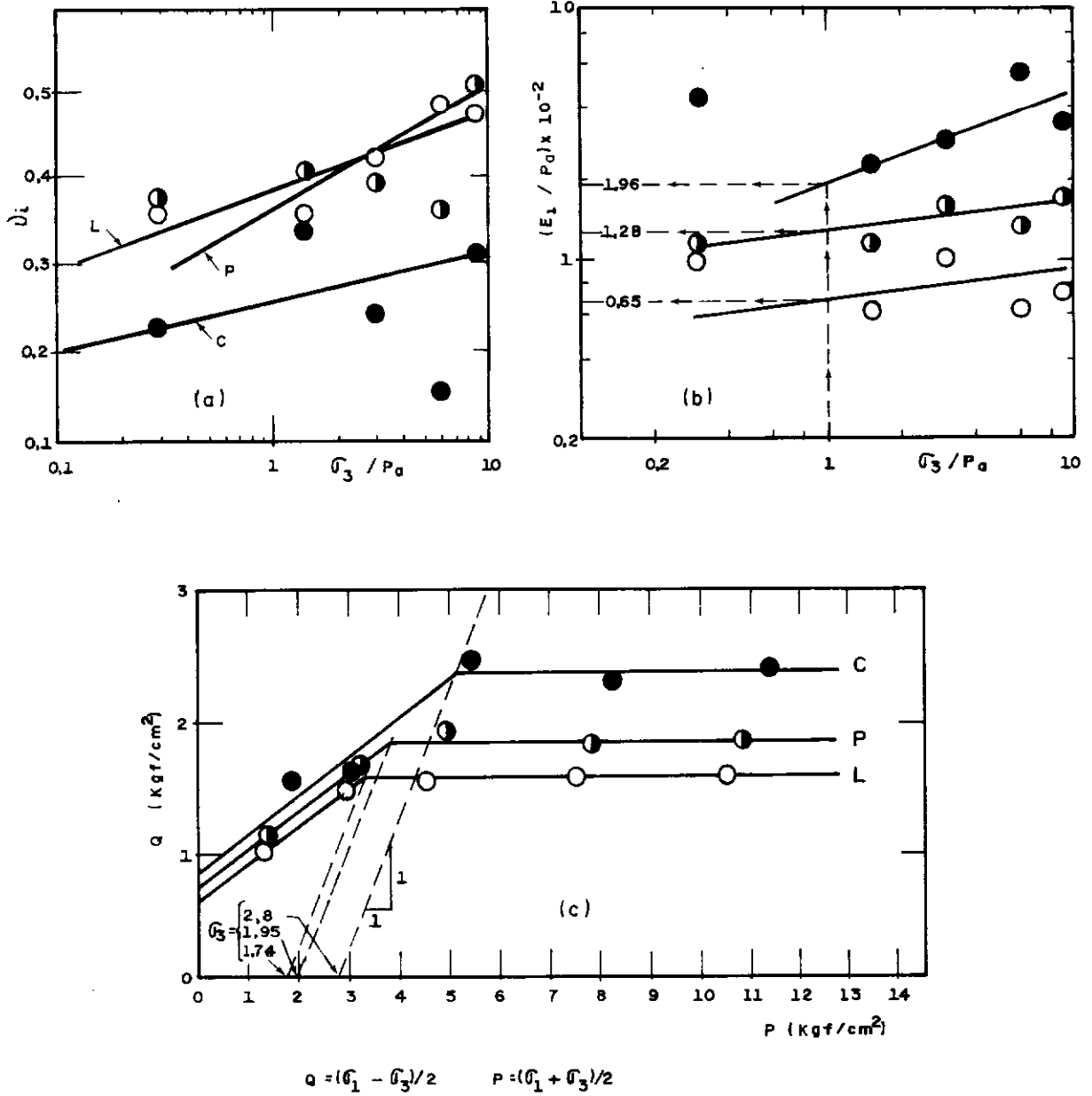


FIG. IV 1 Determinação de: a) F e G
b) K e N
c) C e B Envoltória de tensões totais

Série C

Observando as relações $\epsilon_{vol} \times \bar{\epsilon}_1$ da fig. III.4 vemos que a tangente mínima à curva próxima a origem é mínima para o ensaio 9,0* e máxima para o ensaio 6,0, o que acarreta um v_i máximo para 9 e mínimo para 6,0. Qualitativamente isso confirma a posição dos pontos desses ensaios na fig. IV.1. Ainda na fig. III.4, o ensaio 3,0 apresenta uma variação de volume sempre crescente, com ϵ_1 , que chega a se destacar dos demais ensaios. Isto se deve, provavelmente, à correção da expansão da célula. Algumas das calibrações efetuadas apresentavam uma expansão maior que as demais. Mesmo após minuciosos exames, nunca se conseguiu detectar qualquer fuga de fluido nem se encontrar causa para tal fenômeno, verificando tanto a célula como sistema de medição de volume (bureta). Essa variação de volume no ensaio 3,0 traz-nos reservas quanto à avaliação de v_i , porém não afeta significativamente a curva $\sigma_d \times \epsilon_1$ ($\Delta \epsilon_{vol} \sim 1\%$ a carretaria $\Delta \sigma_d \sim 1\%$). Com os ensaios 0,3 / 1,5 / 6,0 / 9,0 traçamos uma reta na fig. IV.1.a de modo a termos v_i crescentes (F negativo) com σ_3 , racionando que, quanto maior σ_3 maior o grau de saturação (S), menor a variação de volume (Δv) e maior v_i .

Quanto à determinação de K e n, vemos que as curvas $\sigma_d \times \epsilon_1$ dos ensaios 3,0 / 6,0 / 9,0 praticamente coincidem e 0,3 tende a se tornar horizontal com o aumento de ϵ_1 , apresentando características de escoamento do provete, ao contrário dos outros ensaios que mostram um comportamento de enrijecimento ao aumento da deformação específica axial ("strain-hardening"). Desprezou-se, então, o ensaio 0,3 para cômputo de K e n. Para os outros ensaios deve-se obter os EE_{ii} de 3.0 / 6.0 / 9.0 próximos entre si, já que as curvas $\sigma_d \times \epsilon_1$ praticamente coincidem, e o E_i de 1,5 menor. Foi o que aconteceu. Assim, deveremos ter um E_i ligeiramente crescente com σ_3 como apresentado na fig. IV.1.b.

* ensaio em que $\sigma_3 = 9,00 \text{ kg/cm}^2$; neste ítem usaremos esta nomenclatura.

Série P e L

A linha de raciocínio empregada para seleção dos parâmetros das séries P e L foi a mesma da série C. Sumariamente teríamos as seguintes observações:

Série P: Descartado ensaio 6,0 para cômputo de F e G. Motivo: ϵ_{vol} crescente, sempre, com ϵ_1 . (fig. III.11). Curva aproximadamente paralela à do ensaio 3,0 da série C, o que ratifica a suspeita da causa ser devida à expansão exagerada da célula. A fig. IV.1.b se apresenta coerente com as curvas $\sigma_d \times \epsilon_1$ (Fig. III.11).

Série L: Observações na fig. II.18, curvas $\epsilon_{vol} \times \bar{\epsilon}_1$, nos sugere que: os coeficientes de Poisson iniciais dos ensaios com pressões confinantes de 0,3 e 1,5 gf/cm² são aproximadamente iguais ($\nu_i 0,3 \approx \nu_i 1,5$). Analogamente $\nu_i 6,0 \approx \nu_i 9,0$ e $\nu_i 1,5 < \nu_i 3,0 < \nu_i 6,0$.

Para determinação de K e n desprezamos o ensaio $\sigma_3 = 3,00 \text{Kgf/cm}^2$ por motivos análogos ao das outras séries. Interpolamos os pontos ($E_i/pa; \sigma_3/pa;$) em escala di-logarítmica através duma reta com a mesma inclinação da interpolada para a série P. Fizemos isto porque o comportamento das curvas $\sigma_d \times \epsilon_1$ nas duas séries (figs. III.11 e III.18) é similar. Provavelmente o crescimento de E_i com a pressão confinante deve ser o mesmo para as duas séries e é tão pequeno que o emprego do mesmo valor de n não deverá influir na comparação de seus resultados. Influência maior será devido ao nível de tensões (comparar eq. II.37 e fig. IV.1.c)

A tabela IV.2 apresenta os parâmetros a serem empregados no modelo de Duncan *et al.*

IV.1.3

Resultados - Parâmetros adotados

Os resultados são apresentados graficamente na fig. IV.5 em confronto com resultados dos ensaios e de aplicação do modelo de Corotis *et al*, e numericamente na tabela (IV.3).

Para simulação dos ensaios K, utilizou-se a análise incremental, comentada sumariamente em II.5.10, adotando-se os parâmetros da tabela IV.2.

TABELA (IV.2) PARÂMETROS
PARA APLICAÇÃO DO MODELO
HIPERBÓLICO DE DUNCAN ET AL

	K	n	+F	G	R _f	d	
C	1,96	0,38	-0,055	0,258	0,97	0,026	As deformações calculadas em cada incremento eram adicionadas às deformações computadas nas etapas anteriores.
P	1,28	0,121	-0,095	0,41	0,91	0,009	
L	0,69	0,121	-0,09	0,38	0,84	0,007	
	C		P		L		Para cálculo de ϵ_1 aplicou-se a lei de Hooke generalizada com ϵ_t e v_t fornecidos pela formulação de Duncan.
σ_3	<2,8	<u>>2,8</u>	<2	<u>>2</u>	<1,7	<u>>1,7</u>	
c	0,86	2,37	0,74	1,82	0,63	1,56	
ϕ	17,45°	0°	17,45°	0°	17,45°	0°	

Para estimativa de E_t v_t entrava-se com σ_3 da etapa a ser calculada e σ_d médio dado pela fórmula: $\sigma_d = \frac{\sigma_3 (1-K)}{2K}$

TABELA IV. 3 RESULTADOS (PARCIAIS) DA APLICAÇÃO DO MODELO
DE DUNCAN ET AL

K	C				P				L			
	E_L	V_L	E_1	δ	E_L	V_L	E_1	δ_1	E_L	V_L	E_1	δ_1
0,4	1,10	0,245	0,970	1,25	0,871	0,384	1,03	1,25	0,462	0,356	2,28	1,25
	1,11	0,265	1,83	2,50	0,744	0,416	2,23	2,50	0,393	0,388	4,96	2,50
	1,04	0,278	2,72	3,75	0,640	0,436	3,69	3,75	0,340	0,409	8,10	3,75
	0,967	0,289	3,71	5,00	0,544	0,453	5,44	5,00	0,267	0,427	12,1	5,00
	0,897	0,298	4,79	6,25	0,404	0,468	7,85	6,25	0,189	0,446	17,7	6,25
0,6	1,32	0,243	0,39	0,83	1,04	0,382	0,42	0,83	0,554	0,354	1,15	0,83
	1,67	0,271	0,89	2,50	0,999	0,430	1,23	2,50	0,536	0,400	3,44	2,50
	1,81	0,285	1,27	4,17	0,896	0,452	2,12	4,17	0,464	0,424	6,05	4,17
	0,837	0,299	2,49	5,83	0,747	0,471	3,32	5,83	0,378	0,442	9,36	5,83
	0,492	0,312	4,82	7,50	0,600	0,486	4,98	7,50	0,294	0,458	13,8	7,50
	0,215	0,333	10,5	9,17	0,463	0,499	7,37	9,17	0,218	0,474	19,9	9,17
0,8	1,80	0,259	0,28	1,25	1,18	0,411	0,29	1,25	0,635	0,381	1,29	1,25
	2,23	0,276	0,32	2,50	1,22	0,440	0,46	2,50	0,653	0,409	2,40	2,50
	2,12	0,286	0,31	3,75	1,20	0,458	0,59	3,75	0,637	0,426	3,50	3,75
	2,08	0,294	0,33	5,00	1,16	0,470	0,72	5,00	0,611	0,439	4,65	5,00
	1,98	0,300	0,35	6,25	1,11	0,481	0,88	6,25	0,580	0,449	5,89	6,25
	1,83	0,305	0,41	7,50	1,05	0,489	1,08	7,50	0,546	0,457	7,23	7,50
	1,66	0,310	0,53	8,75	0,589	0,496	1,33	8,75	0,510	0,465	8,71	8,75
	1,48	0,314	0,72	10,0	0,926	0,500	1,66	10,0	0,474	0,471	10,4	10,0
	1,27	0,318	1,03	11,3	0,860	0,500	1,55	11,25	0,436	0,478	12,2	11,25

IV.2

FORMULAÇÃO DE COROTIS ET AL

Para obtenção dos parâmetros, quando os resultados de laboratórios não concordavam bem durante todo o ensaio com a função interpoladora, procurava-se o melhor ajustamento na faixa de σ_1 de 1 a 10 kgf/cm².

A determinação dos parâmetros foi efetuada como descrita em (II.5.2).

IV.2.1

Determinação de α e β

α e β foram calculados através de n_1 . Efetuou-se uma interpolação, pelo método dos mínimos quadrados, entre $\log(\sigma_1 + p_a) / p_a$ e $\log \bar{\epsilon}_1$. A tabela IV.4 apresenta os valores de n_1 para os diversos ensaios. Os ensaios $K = 0$ deveriam fornecer o mesmo valor de n_1 ; nesta tabela apresentamos os valores máximos e mínimos para este caso.

TABELA IV.4 - Valores de n_1

K = Série	0		0,40	0,60	0,80	1,0
	max	min				
C	0,051	0,117	0,335	0,732	0,06	0,657
P	0,052	0,159	0,342	0,430	1,14	1,57
L	0,052	0,144	0,355	0,386	1,05	1,48

Com os valores de n_1 e sabendo que $f(K) = \frac{1 - n_1}{n_1}$, tem-se a tabela IV.5.

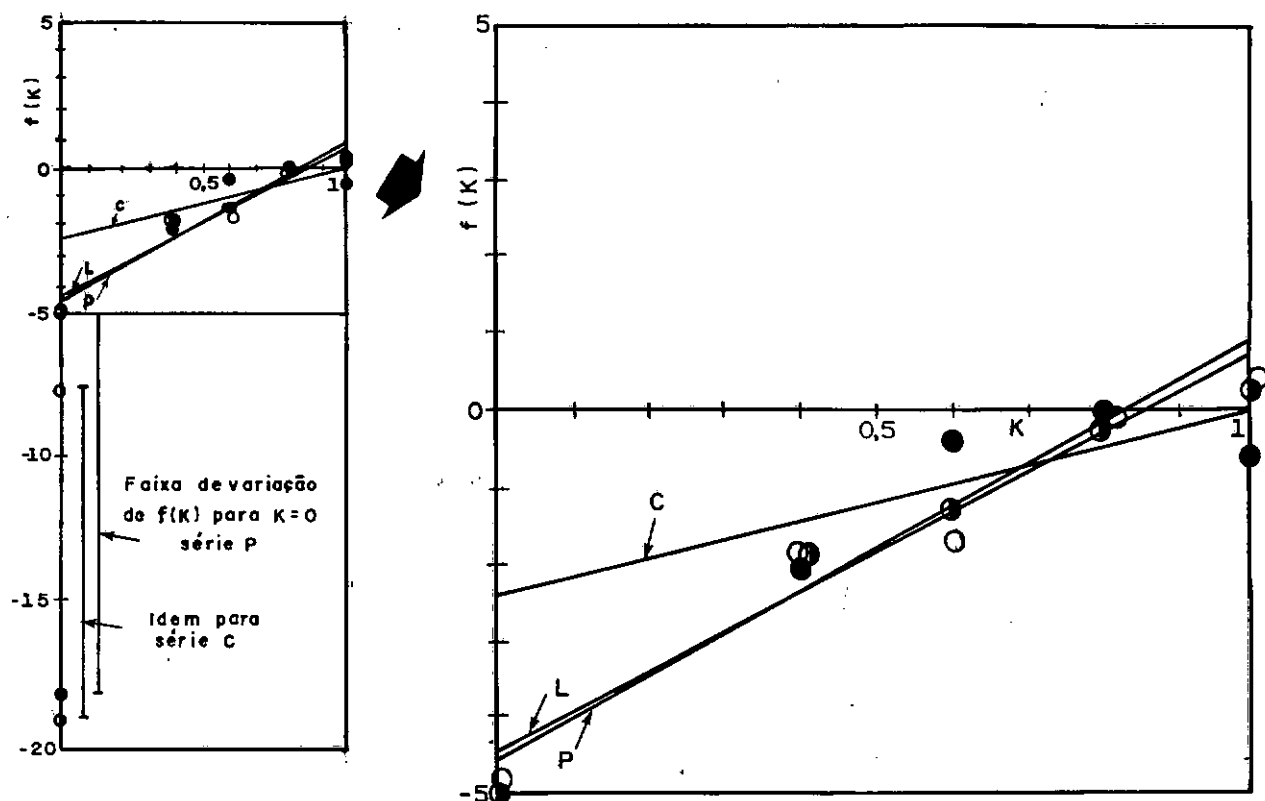
TABELA IV.5 - Valores de f(K)

K	0	0,40	0,60	0,80	1,00	
Série	min.	max				
C	-19	-7,5	-1,99	-0,37	0,06	-0,52
P	-18	-5,0	-1,92	-1,33	0,12	-0,36
L	-18	-4,9	-1,82	-1,59	0,05	-0,32

Com os valores de $f(K)$, traçamos a fig. IV.2 eliminamos os pontos inconsistentes, e, por regressão linear, calculamos os valores de α e β (tabela IV.6), considerando inconsistentes todos os valores mínimos de $f(K)$ para $K = 0$ e não considerando $K = 0$ para a série C.

TABELA IV.6 - Valores de α e β

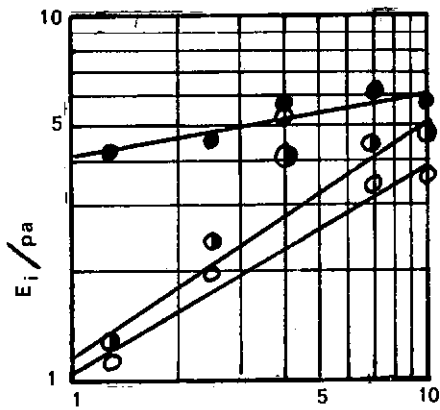
Série	C	P	L
β	-2,40	-4,62	-4,54
α	2,42	5,48	5,28

FIG. IV.2 Determinação de α e β

IV.2.2

Determinação de E_0

Para estimativa de E_0 locamos os valores de E_i/pa para cada ensaio versus $(\sigma_3 + pa) / pa$, fig. IV.3. Através dela eliminamos os EE_{ii} dos ensaios $\sigma_3 = 3,00 \text{ kgf/cm}^2$ das séries P e L. Pelo método dos mínimos quadrados temos os seguintes valores.



Série	C	P	L
$E_o \text{ (x10}^2\text{)}$			
(kgf/cm^2)	4,03	1,18	1,04

Fig. IV.3 Determinação de E_o

$(\sigma_3 + pa) / pa$

IV.2.3

Determinação de a e v_o

Conforme visto na seção II.5.11.2 eq. II.68 te_{\dots}

mos:

$$\left(\frac{\sigma_1 + pa}{pa} \right)^{-a} |f(K)| = \frac{b - v_t}{b - v_o}$$

que manipulada pode ser expressa na forma:

$$\ln(b - v_t) = \ln(b - v_o) - a |f(K)| \ln \left\{ (\sigma_1 + pa) / pa \right\}$$

ou:

$$Y = a_0 + a_1 X \quad (IV.1)$$

em que:

$$\begin{aligned} a_0 &= \ln(b - v_o), \\ a_1 &= -a |f(K)|, \\ Y &= \ln(b - v_t) \text{ e} \\ X &= \ln \left\{ (\sigma_1 + pa) / pa \right\} \end{aligned}$$

Através de uma regressão linear podemos determinar v_0 e a simultaneamente. Foi o que tentamos fazer e encontramos valores incoerentes para v_0 , como é apresentado na tabela IV.7. Nela, como se vê, os resultados são completamente disparatados ($v_0 > 1$) e discordam muito de um ensaio para outro; a varia bastante numa mesma série. Isto nos indica que a formulação de Corotis *et al* para o coeficiente de Poisson é inadequada, pelo menos para o solo em estudo. Porém, nada nos impede de seguir as suas sugestões o mais perto possível e tentar outros métodos de avaliação de a e v_0 . Pode acontecer que essa falha (incoerência do comportamento proposto de v_t com σ_1 com o de laboratório) seja compensada ou minimizada dentro da formulação geral do método.

TABELA IV.7 - Resultado de a e v_0
Através da eq. (VI.1)

K					
Série		0,4	0,6	0,8	Obs.: Considerou-se $v_t = \frac{\Delta \bar{\epsilon}_3}{\Delta \bar{\epsilon}_1}$
C	v_0	-12	-38	-380	$\Delta \bar{\epsilon}_3 = \bar{\epsilon}_{3_{i+1}} - \bar{\epsilon}_{3_i}$
	α	3,06	4,2	10,9	
P	v_0	-22	-9,5	-11	Idem para $\Delta \bar{\epsilon}_1$ em que i simboliza o estágio do ensaio K.
	α	2,47	7,12	17	
L	v_0	-12,8	-0,31	-1,01	Tomou-se σ_1 médio.
	α	2,13	2,41	10,32	

Falhando a maneira anterior, resta-nos tentar a mesma já proposta em II.5.11.2.

IV.2.3.1

Determinação de ν_0 (Método Direto)

ν_0 foi estimado através do método direto. Para cada ensaio K, $1/k = \sigma_a / \sigma_r$, ou $1/K = \sigma_1 / \sigma_3$. Então, ao final do primeiro incremento de carga de cada ensaio K, determinamos a deformação axial e temos um ponto da fig. IV.4. Com os vários ensaios K temos a mesma figura. Os pontos estão na tabela (IV.8).

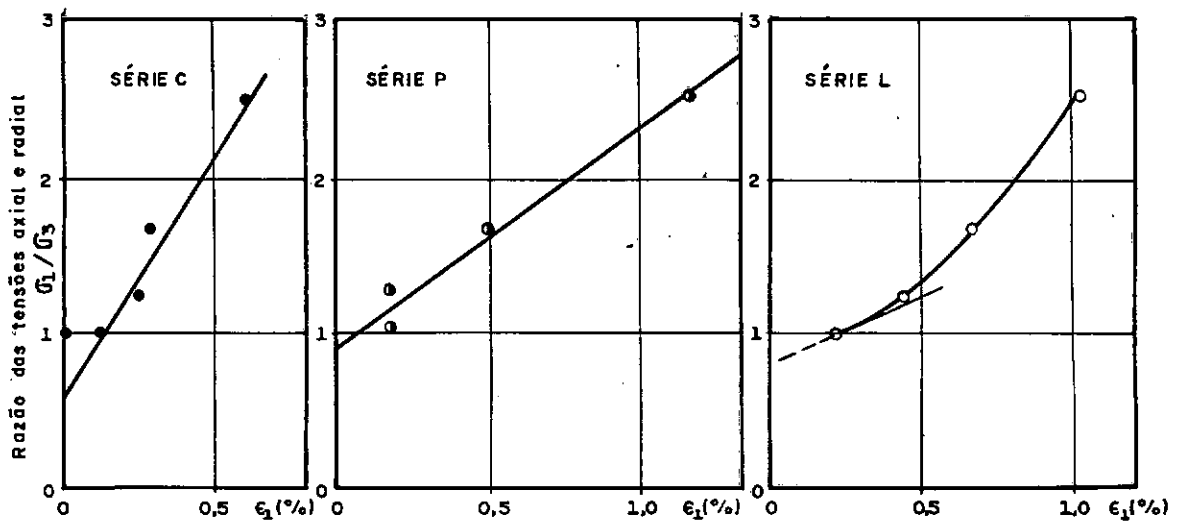
FIG. IV.4 Cômputo de ν_0 pelo método direto

TABELA IV.8 - $\bar{\varepsilon}_1$ após o primeiro carregamento

K	1	0,8	0,6	0,4
Série σ_1 / σ_3	1	1,25	1,67	2,50
C	0,00 a 0,138	0,255	0,296	0,613
P	0,189	0,181	0,500	1,18
L	0,215	0,445	0,665	1,03

Extrapolando as curvas até $\bar{\varepsilon}_1 = 0$. Obtemos:

Série	C	P	L
v_o	0,29	0,44	0,42

IV.2.3.2

Determinação de a

Com os valores de v_o determinamos a pela eq. (II.68)

$$\left(\frac{\sigma_1 + pa}{pa} \right)^{-a |f(K)|} = \frac{b - v_t}{b - v_o}$$

ou:

$$y = a_1 x \quad (IV.2)$$

em que:

$$a_1 = -a |f(K)|$$

$$X = \ln \{ (\sigma_1 + p_a) / p_a \}$$

$$Y = \ln \{ (b - v_t) / (b - v_o) \}$$

Através do método dos mínimos quadrados determinamos a , tabela (IV.9).

TABELA IV.9 - Valores de a

Série			
K	C	P	L
0,4	0,408	0,271	0,255
0,6	0,350	0,278	0,402
0,8	0,333	1,49	1,39
Valor adotado (média aritmética)	0,36	0,68	0,68

IV.2.4

Resultados - Parâmetros adotados

Os resultados são apresentados graficamente na fig. (IV.5) e foram calculados pela equação

$$\epsilon_1 = \frac{1}{E_0} \left[\frac{1 - 2Kb}{1 - f(K)} + \frac{2K(b-v_o)}{1-a f(K) - f(K)} \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{-a |f(K)|} \right]$$

$$\left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{1-f(K)} + C_2$$

na qual C_2 é uma constante calculada de modo que quando $\sigma_1 = 0$, $\epsilon_1 = 0$.

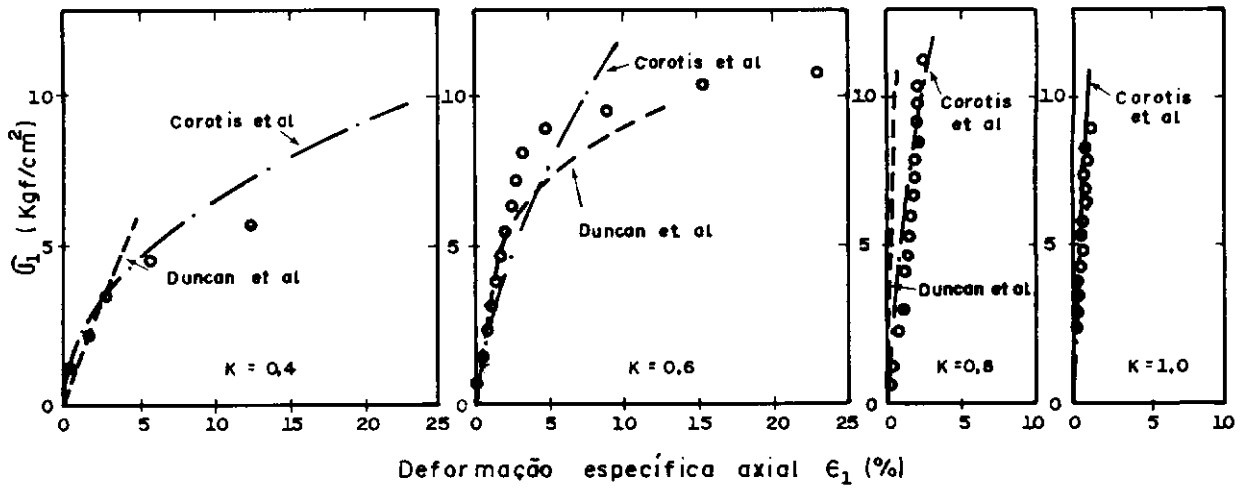
Esta equação, juntamente com o modo de sua obtenção, será analisada em V.2.1. Adiantamos que o seu uso dispensa o trabalhoso método incremental.

Os parâmetros empregados na formulação estão reunidos na tabela IV.10.

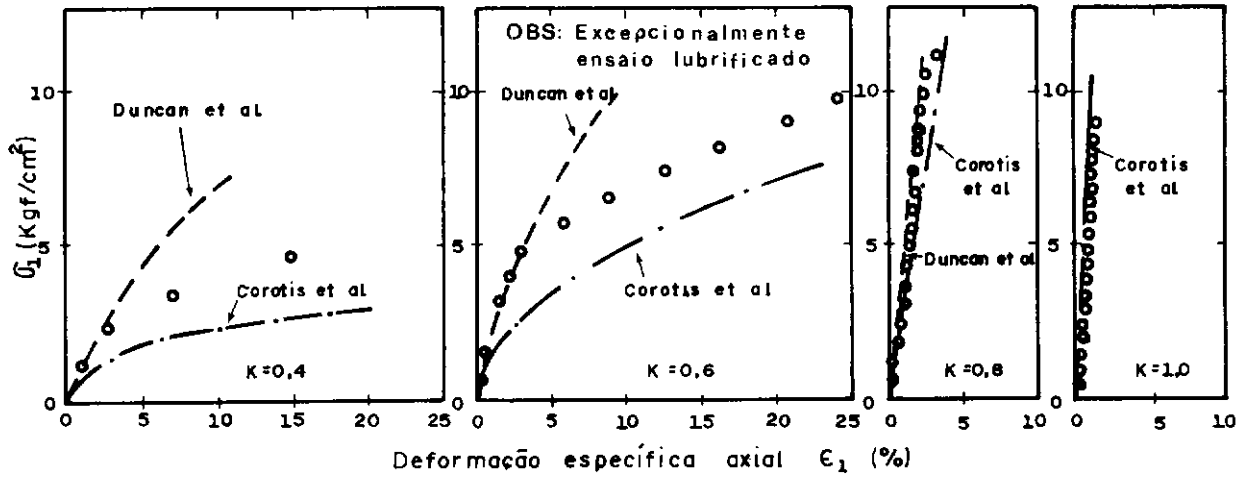
TABELA IV.10 - Parâmetros empregados na
formulação de Corotis *et al*

Série	C	P	L
Parâmetros			
α	2,42	5,48	5,28
β	-2,40	-4,62	-4,54
E_o (Kgf/cm ²)	403	118	104
ν_o	0,29	0,44	0,42
a	0,36	0,68	0,68

S É R I E C



S É R I E P



S É R I E L

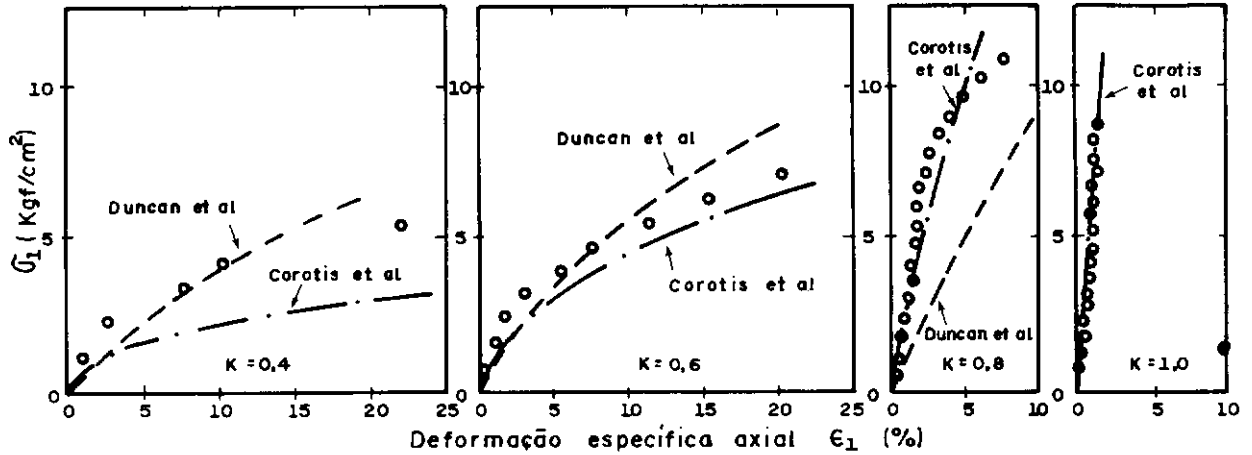


Fig. IV.5 Comparação das formulações de Duncan et al
Corotis et al e resultados de laboratório

C A P Í T U L O VDISCUSSÕES

V.1. ANÁLISE DOS RESULTADOS DOS MODELOS DE COROTIS
ET AL; DUNCAN ET AL E DE LABORATÓRIO

A fig. (IV.5) sintetiza de uma forma prática os resultados de laboratório e das aplicações das formulações. Em observações sobre ela se fundamentará a análise.

A formulação de Duncan *et al* será utilizada para fins unicamente comparativos, pois é um modelo já aplicado com certa frequência para casos práticos, de projeto, e há literatura abundante comparando resultados previstos com medidos através de instrumentação de campo.

V.1.1. Observações

As observações sobre a fig. (IV.5) estão contidas no quadro (V.1).

QUADRO V.1

Observações sobre a concordância do modelo de Corotis et al com resultados experimentais; (referentes à fig. (IV.5)).

K	SÉRIE C	SÉRIE P	SÉRIE L
0,4	Excelente concordância até $\sigma_1 \approx 5$ kgf/cm ² ; a partir daí desvia dos resultados experimentais. Superior a Duncan et al que concorda para pequenas deformações ($\epsilon_1 < 3\%$)	Fraca ou inexistente. Forma da curva se assemelha com a de uma linha passando pelos pontos experimentais. Duncan et al concorda para valores de $\sigma_1 < 2,5$ kgf/cm ² - ($\epsilon_1 \approx 2,5\%$) e se distancia para maiores valores.	Fraca ou inexistente. Válido o dito para K=0,4 série P. Duncan et al apresenta melhor concordância.
0,6	Boa na faixa de 1 a 10 kgf/cm ² de σ_1 . Duncan et al excelente para $\sigma_1 < 5$ kgf/cm ² sendo superior a Corotis et al e inferior quando $\sigma_1 > 7$ kgf/cm ² - ($\epsilon_1 > 5\%$).	Franca. A partir de $\epsilon_1 = 5\%$ ($\sigma_1 = 4$ kgf/cm ²) há um certo paralelismo da curva que passa pelos resultados experimentais e a curva da formulação de Corotis et al. Duncan et al excelente até $\epsilon_1 = 2,5\%$ sofrendo grande afastamento a deformações maiores	Boa e razoável concordância. Praticamente há uma defasagem de σ_1 entre os resultados de laboratório e a formulação. Duncan et al com boa concordância, abrangendo uma grande variação de ϵ_1
0,8	Muito boa em todos os pontos. Superior a Duncan et al sendo a última insatisfatória	Muito boa, afasta-se ligeiramente para $\sigma_1 > 7$ kgf/cm ² . Duncan et al excelente.	Muito boa. Duncan et al foge bastante.
1,0	Excelente	Excelente	Excelente

Como informação adicional deve ser lembrado que o ensaio $K = 0,6$ da série P foi um ensaio com topo e base lubrificados embora o solo ensaiado fosse do bloco da referida série.

Analisando o quadro (V.1), ou a fig. (IV.5), podemos concluir que:

1. A série C foi a que apresentou melhor concordância dos resultados de aplicação da formulação de Corotis *et al* com os de laboratório. No aspecto geral foi superior à de Duncan *et al*.
2. As séries P e L apresentaram boas concordâncias somente para os ensaios $K = 0,8$ e $1,0$.
3. Nestas séries e forma da curva fornecida pela aplicação do modelo de Corotis *et al* é praticamente a mesma que a da curva que passa pelos pontos experimentais. Esta observação tem muita importância, como será mostrado mais adiante.
4. Considerando a faixa $\varepsilon_1 < 20\%$ e $\sigma_1 \leq 10 \text{ kgf/cm}^2$ na série P, a formulação de Duncan *et al* fornece melhores resultados que a de Corotis *et al*, devido à melhor concordância da primeira com os resultados de laboratório para pequenas deformações ($\varepsilon_1 < 3\%$).
5. Sob o aspecto geral - de todas as séries o modelo de Corotis *et al* falha para baixos valores de K ($0,4$ e $0,6$) e aproxima muito bem para maiores valores de K ($0,8$). O inverso ocorreu para a formulação de Duncan *et al*, com exceção de $K = 0,8$ da Série P.

Hã razões para suspeitas de que qualquer um dos ensaios $K = 0,6$, tanto da série P quanto da L, não esteja correto. Essa desconfiança provém da comparação dos resultados dos ensaios das séries P e L que pode ser efetuada pela observação simultânea das figs. (III.11/18 e 17/21 ou IV.5) ou a fig. (V.1) que mostra esquematicamente tais comparações.

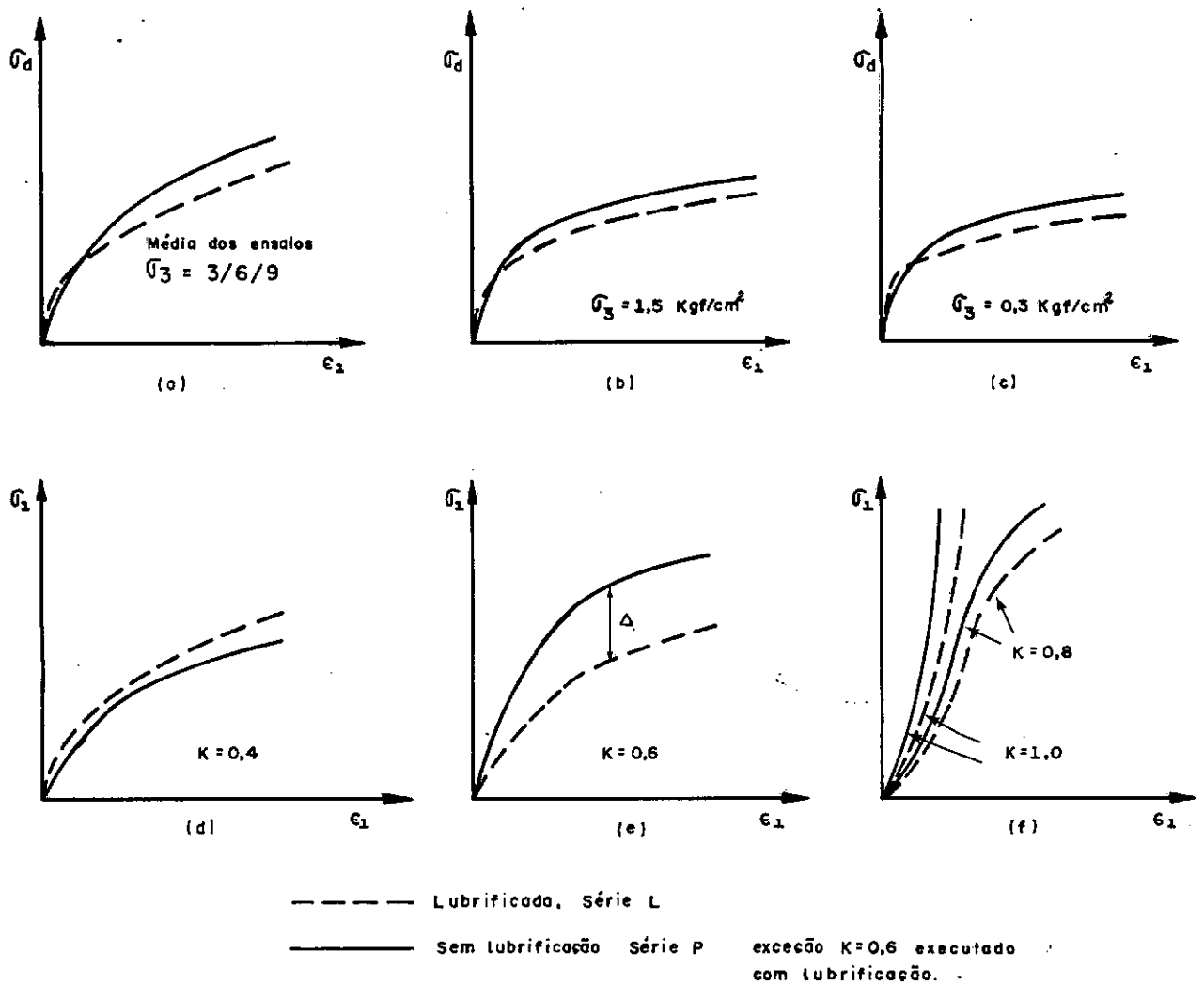


FIG. V 1. Confronto esquemático de ensaios lubrificados e sem lubrificação

As figs (V.1.a/b/c) mostram diferentes posições no gráfico de plasticidade, fig. (III.2), do solo de ambos os blocos - P e L, que, apesar disso, apresentam o mesmo comportamento tensão-deformação. Aliás, esta parte da fig. (V.1) confirma os resultados de Duncan e Dunlop (1968) (figs. 8 e 9, p. 21), comparativos de ensaios com e sem lubrificações, nos quais as curvas $\sigma_d \times \epsilon_1$ dos ensaios lubrificados começam sobre as correspondentes sem lubrificação e, após certa deformação, passam a ficar sob as últimas, exatamente com apresentado na fig. (V.1). Similarmente, também, as figs. (V.1 e /f) corroboram os resultados da fig. 10 do trabalho supracitado, que são resultados de ensaios deformação plana ("plane strain"), pois como é de se esperar, as condições de ensaios K se assemelham mais às condições de ensaios de deformação plana. Nos ensaios K, σ'_1, σ'_2 e σ'_3 (efetivas) crescem simultaneamente, pelo menos para o solo em estudo nas condições iniciais de ensaio; nos ensaios de deformação plana, σ'_1 e σ'_2 também crescem simultaneamente.

É compreensível que para $K = 0,4$, fig. (V.1.d), a curva do ensaio lubrificado esteja sobre a do ensaio sem lubrificação, devido ao método de execução do ensaio. Após terminado um estágio, calcula-se o incremento de carga axial de tal modo que, assim que se colocar o carregamento no pendural, para o estágio seguinte, a relação σ_3 / σ_1 seja constante e igual a K. No primeiro caso, a lubrificação permite a expansão lateral do provete mesmo nos primeiros minutos após a colocação da carga, diminuindo assim σ_1 e aumentando o valor de K. O mesmo não ocorre nos ensaios não lubrificados devido ao atrito nos topo e base do provete. Assim, empregando o mesmo processo de ensaio, temos, então, valores de K maiores para os ensaios lubrificados, porém próximos do K desejado, o que se torna mais sensível quando da realização de ensaios com baixos valores de K; igual a 0,4, por exemplo.

Após toda essa digressão, podemos notar na fig. (V.1.e) que a discrepância entre os dois ensaios é grande; maior que o usual dos outros ensaios, apesar desta figura apresentar resultados de dois ensaios lubrificados. Esta é a razão da suspeita

de um deles não estar correto. Verificações dos cálculos, anotações e folhas de ensaio não levaram a nenhuma conclusão sobre possíveis incorreções de um deles.

O confronto dos resultados experimentais da série P com a L e a comparação das aplicações de Corotis *et al* das mesmas séries, fig. (IV.5), mostram que a diferença da formulação em estudo utilizando parâmetros obtidos de ensaios com lubrificação e de ensaios sem lubrificação é da mesma ordem de grandeza que as diferenças entre as curvas experimentais da série P (sem lubrificação) e a da série L (lubrificada). Nota-se, nesta figura, que a superposição dos ensaios correspondentes das séries P e L forneceriam algo semelhante à fig. (V.1.e, e e f). Efeito similar ocorreria com a superposição das curvas obtidas pela aplicação da formulação de Corotis *et al*.

V.1.2 Obtenção dos Parâmetros

É necessário um mínimo de 3 ensaios triaxiais - $\sigma_3 = \text{constante}$ e de 2 ensaios K, com medições de ϵ_3 nos últimos, para determinação dos parâmetros. Recomenda-se 3 ensaios K, em vez dos 2 necessários, como mínimo. A determinação segura dos parâmetros α e β é muito importante. Veremos adiante que $f(K)$, $f(K) = \alpha K + \beta$, é o fator preponderante da formulação.

V.1.3 Conclusões

1. Para o solo estudado verificou-se que os resultados da aplicação do modelo de Corotis *et al* apresentam maior concordância com os resultados experimentais para maiores valores de K. O inverso ocorre com o modelo de Duncan *et al*.

2. A comparação das aplicações da formulação de Corotis *et al* com parâmetros determinados através de ensaios sem lubrificação e através de ensaios lubrificados no topo e base, mostravam que a variação é da mesma ordem de grandeza que a comparação de resultados de ensaios efetuados com e sem lubrificação.

V.2

FORMULAÇÃO DE COROTIS ET AL

Neste ítem será analisada, numa abordagem matemática com consequências práticas, a formulação de Corotis *et al*. Inicialmente avalia-se a influência da variação de cada parâmetro no resultado final em termos de $\sigma_1 \times \varepsilon_1$. Posteriormente é verificada a consistência do método.

V.2.1

Influência dos Parâmetros

Substituindo-se o valor de v_t , dado pela eq. (II.66), na eq. (II.65), rearranjando os termos, integrando e simplificando resulta em

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{E_0} \left[\frac{1-2Kb}{1-f(K)} + \frac{2K(b-v_0)}{1-a \frac{f(K)}{f(K)} - f(K)} \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{-a |f(K)|} \right] \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{1-f(K)} + C_2 \dots (V.1)$$

em que C_2 é a constante de integração.

Geometricamente a equação (V.1) tem seu aspecto representado na fig. (V.2). Nela também são apresentados esquematicamente resultados ex

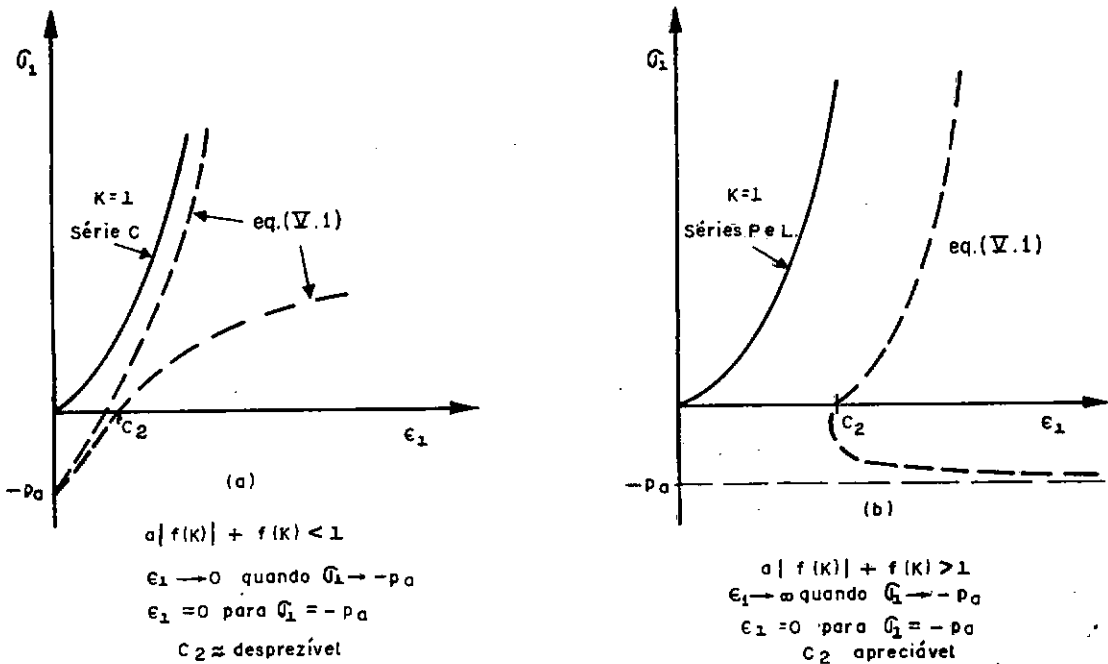


FIG. V.2 Representação geométrica da equação (V.1)

perimentais das séries C, P e L e vê-se claramente a importância de C_2 quando $a|f(K)| + f(K) > 1$. No caso da fig. (V.2.b) C_2 é desprezível.

Observando a eq. (V.1) se deduz logo que $f(K)$ é o fator preponderante. Quando $f(K) = 0$ a relação $\sigma_1 \times \epsilon_1$ é linear. A fig. (V.3) esclarece algumas das análises. Vejamos:

1. Fig. (V.3.a) influência de $f(K)$ na forma da curva $\sigma_1 \times \epsilon_1$.
2. Fig. (b): v_t variando de acordo com $f(K)$
3. Fig. (c): influência de α nos resultados tensão de formação $f(K) = \alpha K + \beta$. Deve-se observar que quan

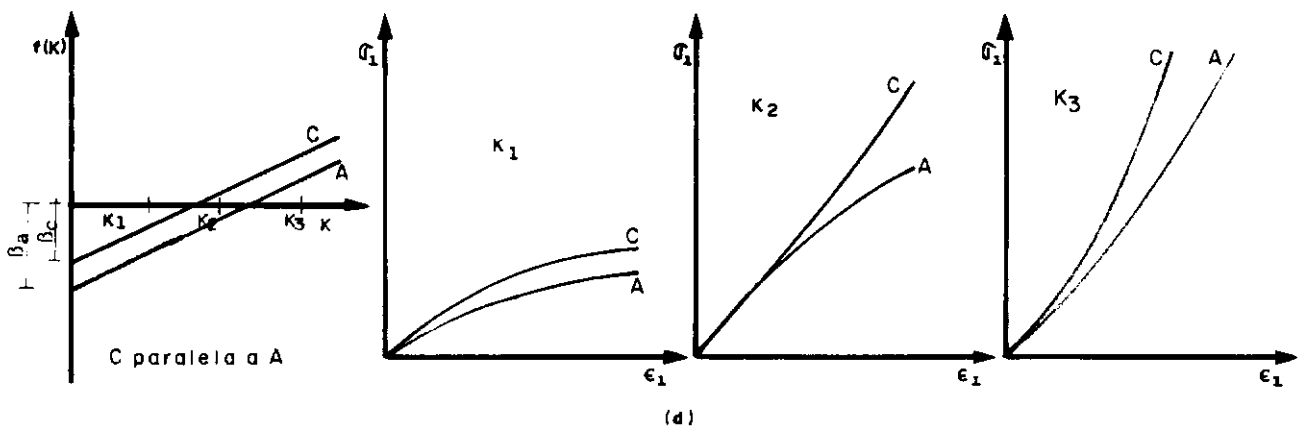
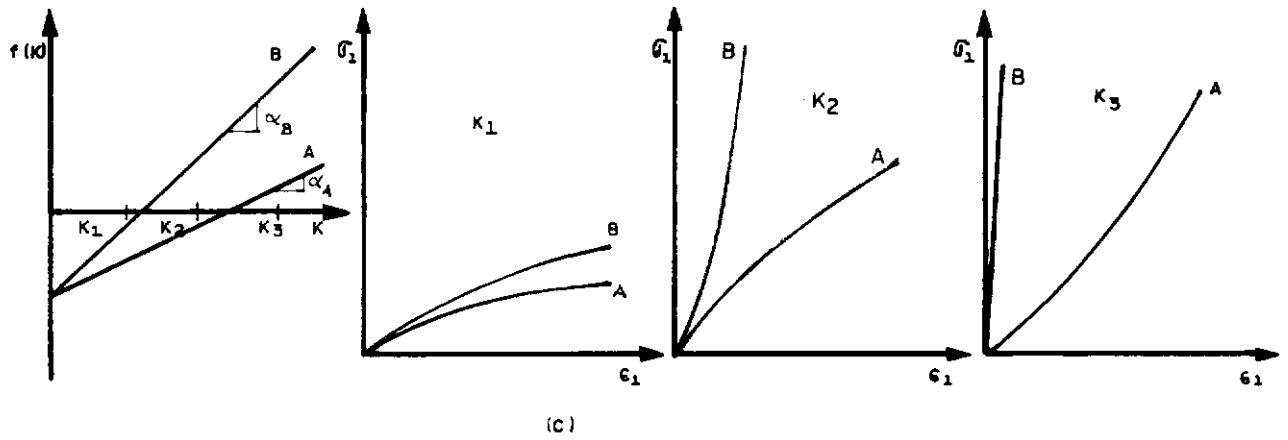
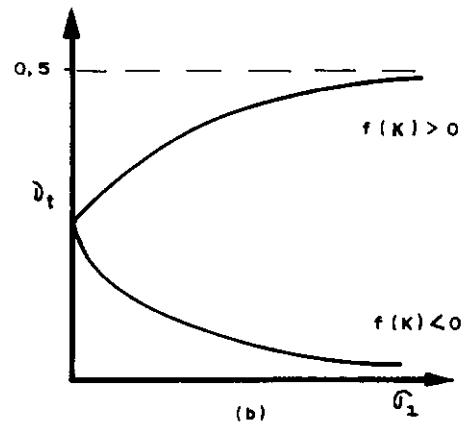
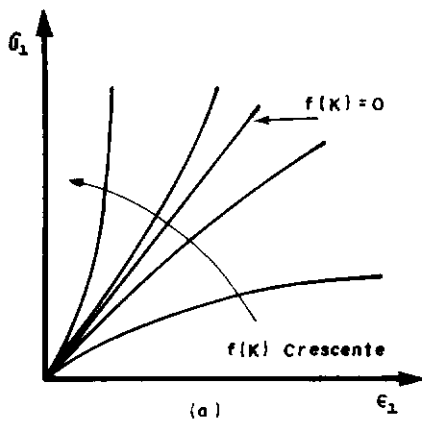
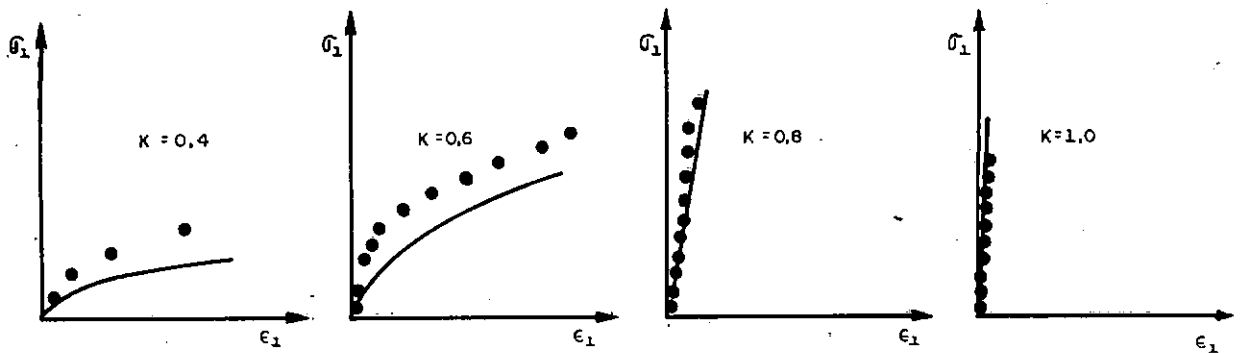


FIG. 11.30

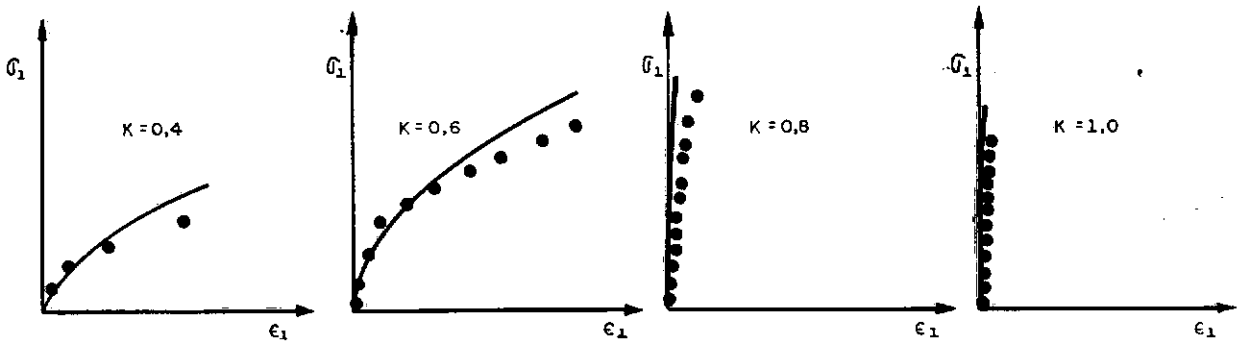
to maior o α maior será a variação das curvas $\sigma_1 \times \epsilon_1$, de um ensaio K para outro, tomando-se a curva A como ponto de referência para ambas as figuras.

4. Fig. (d): influência de β . Note-se que uma diferença de β da curva A para a curva C no gráfico $f(K) \times K$, acarretará diferenças semelhantes nas curvas $\sigma_1 \times \epsilon_1$; e.g. a comparação das curvas CC nos gráficos $\sigma_1 \times \epsilon_1$ para diferentes valores de K é semelhante à comparação das curvas AA dos referidos ensaios. O mesmo não ocorre na fig. (C), variação de α . Lá a proporcionalidade das curvas BB - de $\sigma_1 \times \epsilon_1$ - entre os diferentes KK não é a mesma correspondente às curvas AA.
5. Uma variação de x% em E_0 acarreta a variação de $1/x\%$ em ϵ_1 , conforme se nota claramente na eq. (V.1).

Após as observações precedentes, 3 e 4, salta aos olhos a importância das formas das curvas $\sigma_1 \times \epsilon_1$ fornecidas pela aplicação de Corotis *et al* serem as mesmas das curvas experimentais, como citada no item (V.1.1) observação 3. Já que o que há é uma defasagem para $K = 0,6$ e $0,4$ das séries P e L (fig. V.1) uma alteração em α e β não solucionariam o problema de concordância, posto que, se houvesse alguma melhora para estes ensaios provavelmente discordaria para os ensaios - $K = 0,8$ e $1,0$. A fig. (V.4) esclarece melhor.



Representação esquemática das formulações de Corotis et al e resultados de laboratório, série L e P, tal como se apresentam na figura IV.5



Possíveis consequências na variação dos parâmetros α e β , simultaneamente ou não. Melhor concordância para baixos valores de K e enfraquecimento p/ as de maiores valores de K .

FIG. V 4

Esta observação sugere que alguns aperfeiçoamentos poderiam ser introduzidos na formulação em estudo. Um deles é a inclusão de alguma relação entre E_0 e K . Uma inovação desse tipo provavelmente produziria melhores resultados quando da aplicação da formulação.

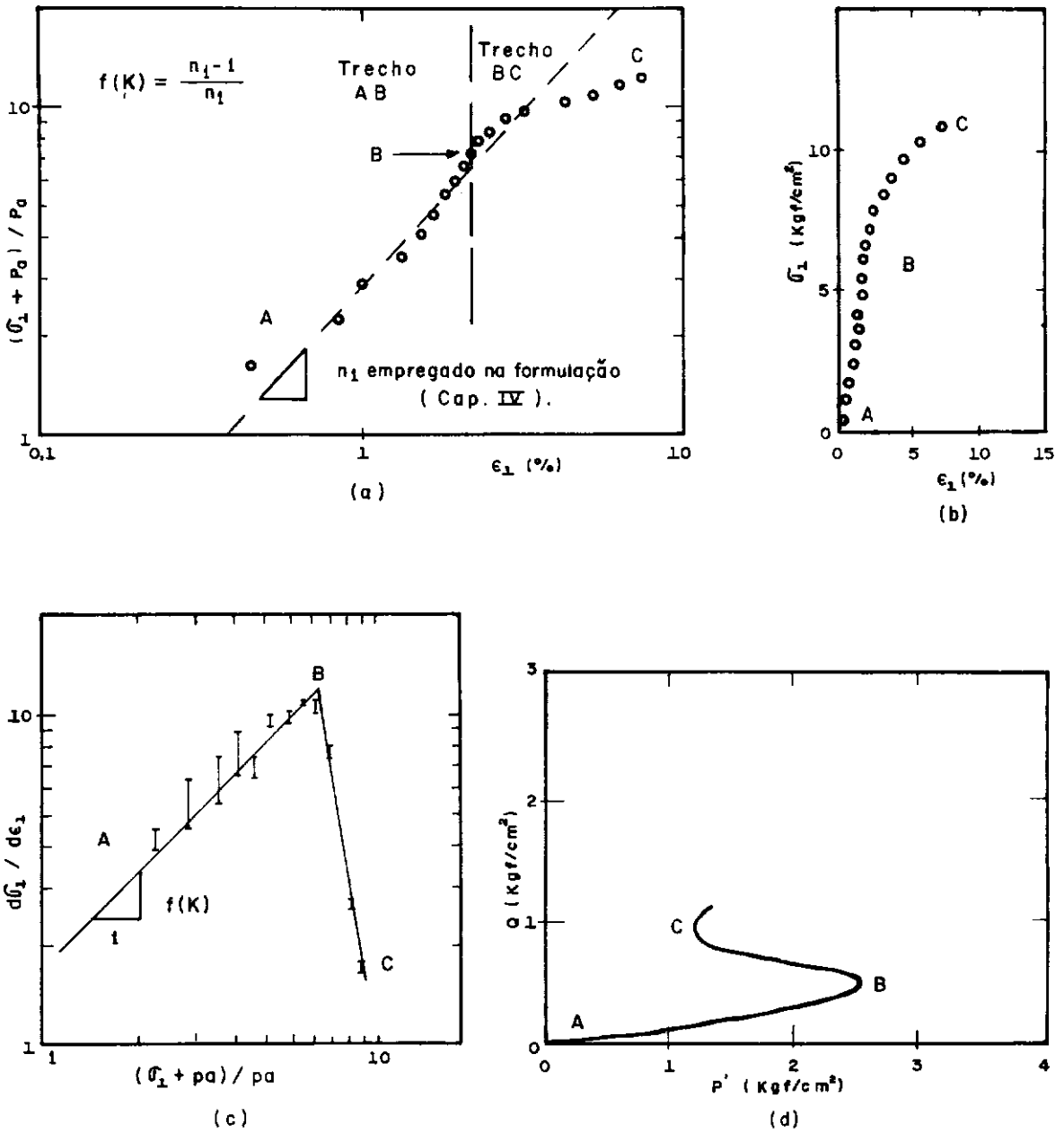


FIG. 5.5 ENSAIO $K=0,8$ SÉRIE L. a) DETERMINAÇÃO DE $f(K)$ SUGERIDA PELO AUTOR. b) CURVA $\bar{\sigma}_1 \times \epsilon_1$ DO ENSAIO. c) DETERMINAÇÃO DE $f(K)$ SE GUNDO COROTIS ET AL. d) TRAJETORIA DE TENSÕES EFETIVAS.

V.2.2

Aspectos Positivos

Um dos aspectos mais positivos observados durante o presente trabalho é o da relação entre σ_1 , ϵ_1 e K . A fig. (V.5) é um caso típico ilustrativo dessa relação. Nela vê-se claramente a influência da trajetória de tensões efetivas (fig. d) na relação tensão-deformação (fig. b) e na determinação de $f(K)$ (figs. a e c), os pontos A, B e C se correspondem em todas as figuras e o ponto B nas figs. (a) e (b) é um ponto de inflexão como demonstra a fig. (c) - que tem por ordenada $d\sigma_1 / d\epsilon_1$.

No trecho A B da trajetória de tensões efetivas (fig. V.5.d) tem-se um valor definido de $f(K)$ - inclinações dos segmentos A B das figs. (V.5.a) e (V.5.c), sendo $f(K)$ fornecido na última através da relação: $f(K) = (n_1 - 1) / n_1$. A mudança repentina da direção das trajetórias de tensões, ponto B da fig. (d), definindo-se um novo trecho aproximadamente retilíneo B C, é seguida por um novo valor de $f(K)$ - trechos B C das figs. (V.5 c/a). Acompanha-se as correspondentes alterações na curva tensão-deformação na fig. (b) - de A e B concavidade voltada para cima; de B e C concavidade para baixo.

Dessas observações conclui-se que quem domina em termos de deformações é a trajetória de tensões efetivas, como era de se esperar. Em consequência, qualquer formulação relacionando tensões a deformações em termos de pressões totais só será bem sucedida enquanto houver alguma relação entre as trajetórias de tensões totais e efetivas.

V.2.3

Consistência

Neste ítem serão discutidas a dedução de formulação e determinação dos parâmetros apresentados por Corotis *et al* (1974).

V.2.3.1

Desenvolvimento do Modelo

O desenvolvimento do modelo já foi apresentado na parte (II.5.11.2) deste trabalho com detalhes. Aqui nos limitaremos a mostrar novamente os passos principais e analisa-los de um ponto de vista crítico.

1. Partindo da eq.

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{" } \frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} = C_1 \varepsilon_1^{n_1} \end{array} \right. \quad (17) "$$

Segundo os autores C_1 e n_1 são ambas funções de K e

$$\text{" } K = d\sigma_3 / d\sigma_1 \quad (18) "$$

2. " A diferenciação da eq. (17) em relação a ε_1 substituição do valor de ε_1 tirado da mesma equação e com uma acumulação apropriada de coeficiente chega-se a:

$$\frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} = M = A(K) \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{f(K)} \quad (19) "$$

3. " Se A e f são assumidas como dependentes de K com certas formas funcionais simples (cuja conveniência será mostrada posteriormente):

$$A(K) = \frac{E_0}{1 + CK} \quad (20.a)$$

$$f(K) = \alpha K + \beta \quad (20.b) "$$

" Eq. 19 torna-se

$$M = \frac{E_0}{1 + CK} \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{\alpha K + \beta} \quad (21)$$

na qual α e β coeficientes independentes para cada solo."

4. " Os valores de C e E_0 , por outro lado, são interrelacionados, desde que o valor do módulo inicial deve ser o mesmo para qualquer valor de K ".
5. " O uso da relação

$$d\varepsilon_1 = \frac{d\sigma_1}{E} - \frac{\nu}{E} (d\sigma_2 + d\sigma_3) \quad (22)$$

em combinação com a eq. (18), e a condição que $d\sigma_2 = d\sigma_3$, dá

$$M = \frac{E}{1 - 2\nu K} \quad (23) "$$

6. " Substituindo esta expressão para M na eq. (21), impondo a condição de E ser igual a E_0 quando $(\sigma_1 + p_a)/p_a = 1$ ou $\sigma_1 = 0$, e resolvendo o resultado para C , nós obtemos

$$C = - 2\nu \quad (24) "$$

Até o passo 5 o desenvolvimento feito por Corotis *et al* foi perfeito. Analisemos o último passo (6): "Substituindo esta expressão para M na eq. 21"...

$$\frac{E}{1-2\nu K} = \frac{E_0}{1+CK} \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{\alpha K + \beta}$$

- " impondo a condição de E ser igual a E_0 quando $(\sigma_1 + p_a)/p_a = 1$ ou $\sigma_1 = 0$, e resolvendo o resultado para C "

Sabe-se porém que quando $\sigma_1 = 0$, $E = E_0$ também $\nu = \nu_0$. Logo a equação acima ficaria

$$\frac{E}{1 - 2\nu_0 K} = \frac{E_0}{1 + CK} \quad C = -2\nu_0$$

Os autores omitiram a última condição, chegando a um resultado incorreto. Isto vai se refletir no próximo passo quando em vez de chegarem a

$$E = (1 - 2\nu K) \frac{E_0}{1 - 2\nu_0 K} \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{\alpha K + \beta}$$

obterão resultado diverso:

7. " a qual, em combinação com as eqs. 21 e 23, fornece

$$E = E_0 \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{\alpha K + \beta} \quad (25) "$$

8. " O valor do coeficiente de Poisson, ν , tem sido mostrado decrescente com o acréscimo da tensão hidrostática [22] e crescente com o aumento da tensão cizalhante [11]. De acordo com isto, a relação para ν pode ser aproximada por

$$\nu = (b - \nu_0) \left[1 - \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{-a |f(k)|} \right] + \nu_0 \quad (26) "$$

e como já se viu no capítulo II

$$b = 1/2 \quad \text{para } f(K) < 0$$

$$b = 0 \quad \text{para } f(K) > 0$$

Nota:

22 e 11 correspondem a Kulhawy e Duncan (1972) e Farzin *et al* (1975) em nossa bibliografia. v ao nosso v_t e v_o ao v_i .

Dessa forma era desnecessário a formulação para v_t , (eq.II.66) ou eq. (26) citada anteriormente, posto que, com uma dedução correta a partir do passo 6, como mostrada, ter-se-ia:

$$M = \frac{E_o}{1-2v_o K} \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{\alpha K + \beta} \quad (V.2)$$

Em vez da equação (II.66):

$$\frac{d \sigma_1}{d \epsilon_1} = \frac{E_o}{1-2v_t K} \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{\alpha K + \beta}$$

Considerou-se, então, a eq. (II.65) proposta pelos autores, como sendo uma fórmula empírica, desprezando-se todas as deduções que a antecedem.

V.2.3.2

Obtenção dos Parâmetros

A substituição do valor de v_t dado pela equação (II.66) (ou eq. (20) vista ainda há pouco) na equação "empírica" (II.65) resulta em:

$$M = \frac{E_o}{1 - 2K \left[b - (v_o - b) \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{-a} |f(K)| \right]} \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{f(K)} \quad (V.3)$$

Uma análise desta equação mostra que a determinação de $f(K)$ não po

de ser efetuada da maneira recomendada pelos autores - locar os pa res ordenados $(\sigma_1 + p_a) / p_a$; M em gráfico di-logarítmico, inter polar uma reta pelos pontos cuja declividade deve ser $f(K)$ - a me nos que a parcela.

$$2K (v_o - b) \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{-a | f(K) |}$$

seja desprezível. A observação da eq. (V.1) conduz a resultados análogos referentes ao método para determinação de $f(K)$ que propo mos no capítulo II.

Assim sendo, urge a elaboração de um processo mais prática de determinação de $f(K)$ pois sem o seu conhecimento é impos sível se afirmar se a parcela supracitada é ou não desprezível.

A partir da eq. (II.65).

$$M = \frac{E_o}{1-2 v_t K} \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{f(K)}$$

Tem-se

$$B = E_o \left(\frac{\sigma_1 + p_a}{p_a} \right)^{f(K)} \quad (V.4)$$

na qual $B = M (1-2 v_t K)$

Ora, locando-se em gráfico di logarítmico $(\sigma_1 + p_a) / p_a$; B e interpo lando-se uma reta pelos pontos, $f(K)$ será a sua inclinação. Este é o método correto de determinação de $f(K)$.

V.2.3.3

Resultados

Aqui trataremos de aplicar o método correto de de terminação de $f(K)$, obter os demais parâmetros e comparar os resul tados alcançados aplicando-se a formulação de Corotis *et al* com

tais parâmetros com os resultados já apresentados neste trabalho.

A determinação de $f(K)$ foi efetivada pela maneira sugerida no item anterior considerando-se:

$$M_j = \frac{\sigma_{i+1} - \sigma_i}{\varepsilon_{i+1} - \varepsilon_i}$$

v_{tj} dado pela equação

$$v_{tj} = \lim_{\Delta \varepsilon_1 \rightarrow 0} \frac{K + \lambda_j}{K(1+2\lambda_j)+1}$$

em que:

$$\lambda_j = \frac{\varepsilon_{3i+1} - \varepsilon_{3i}}{\varepsilon_{1i+1} - \varepsilon_{1i}}$$

e os subscritos:

i - representa estágio i do carregamento

j - ponto médio entre i e $i+1$

Os resultados estão na fig. (V.6) e na tabela (V.2)

Da última podemos comparar os parâmetros obtidos dessa forma com os apresentados no capítulo IV e notar imediatamente as diferenças

TABELA V.2 - PARÂMETROS DO MODELO DE COROTIS *et al* DETERMINADOS "CORRETAMENTE"

	C	P	L
α	10,0	9,84	8,28
β	-6,95	-7,45	-6,27
E_0	4,03	1,18	1,04
v_0	0,29	0,44	0,42
a	0,28	0,28	0,32

TABELA IV. 10 PARÂMETROS DO MODELO DE COROTIS *et al*.

	C	P	L
α	2,42	5,48	5,28
β	-2,40	-4,62	-4,54
E_0	4,03	1,18	1,04
v	0,29	0,44	0,42
a	0,36	0,68	0,68

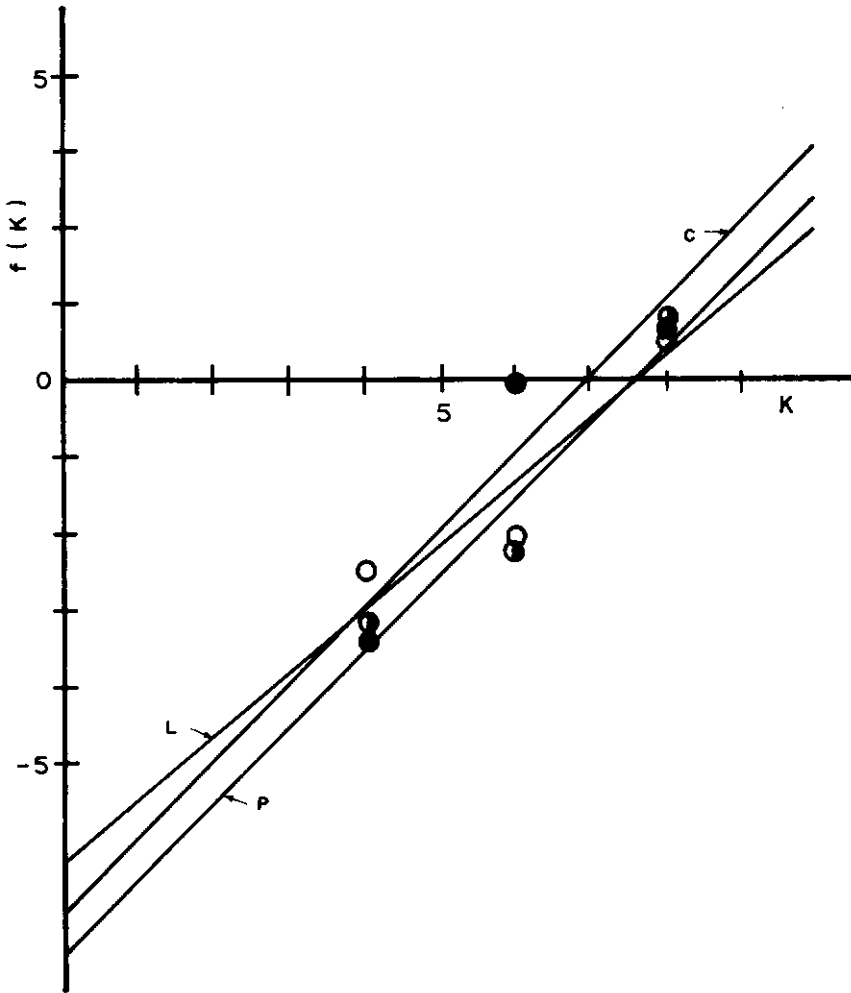
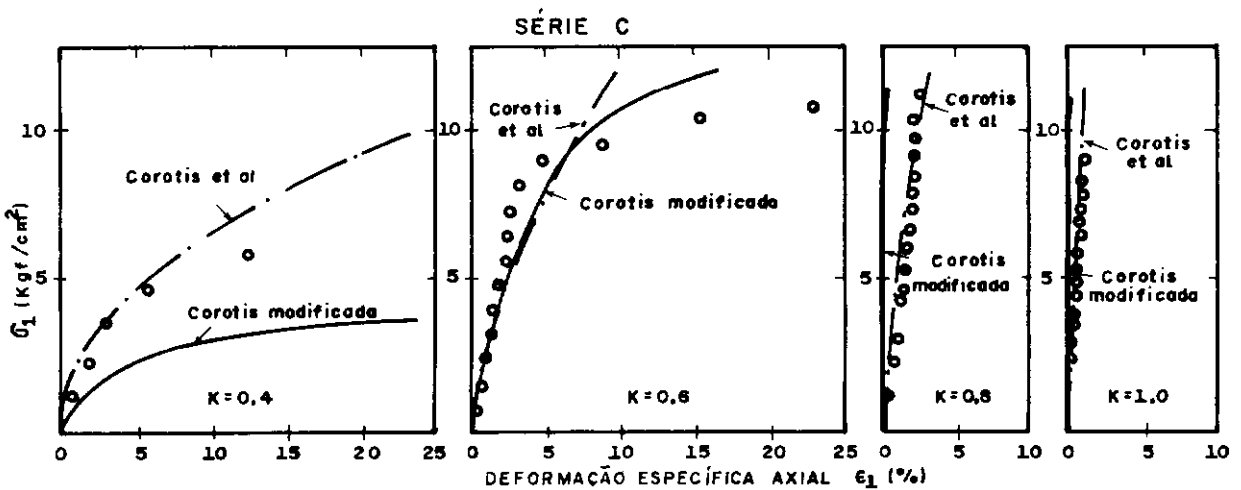
FIG. V.6 DETERMINAÇÃO DE α e β PELO MÉTODO "CORRETO"

FIG. V.7 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS COM A FORMULAÇÃO DE COROTIS ET AL. (parâmetros determinados conforme a recomendação dos autores) E COM COROTIS MODIFICADO (parâmetros determinados corretamente).

Efetuada uma análise comparativa dos parâmetros baseado no que foi dito em V.2.1 - concluímos que a concordância da aplicação de Corotis *et al* empregando os parâmetros da tabela V.2 é inferior à aplicação efetuada no capítulo IV (tabela IV.10). α na tabela (V.2) bem maior que α (IV.10). Já vimos que alterações de α e β provavelmente não melhorariam os resultados apresentados no capítulo anterior. Assim, é apresentado graficamente apenas resultados da série C, fig. (V.7), pois é de se esperar resultados comparativos semelhantes para as outras séries.

V.2.4 Conclusões

1. Os parâmetros α e β ($f(K) = \alpha K + \beta$) são os que mais influenciam a curva tensão-deformação da formulação de Corotis *et al*.
2. Comprovou-se a existência duma relação entre σ_1 , ϵ_1 e K estreitamente ligada à trajetória de tensões efetivas (Item V.2.2).
3. A principal equação (II.65) da formulação de Corotis *et al* foi mostrada ser empírica. Consequentemente a formulação assim deve ser considerada.
4. Igualmente empírico é o método de determinação dos parâmetros.
5. Testou-se um método matematicamente correto de determinação dos parâmetros para substituir o método empírico e sua aplicação no modelo foi insatisfatória. A concordância com os resultados experimentais foi fraca, sendo em muito inferior a formulação baseada nos parâmetros empiricamente determinados.

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

1. A formulação de Corotis *et al*, do ponto de vista pragmático, apresentou resultados satisfatórios. Para o solo estudado verificou-se que os resultados da aplicação do modelo de Corotis *et al* apresentaram maior concordância com os resultados experimentais para valores elevados de K (0,8 e 1,0) e fraca ou inexistentes para menores valores de K (0,4 e 0,6). O inverso ocorre com o modelo de Duncan *et al*.
2. A comparação entre si das curvas tensão-deformação axiais obtidas pela aplicação da formulação de Corotis *et al* utilizando-se os parâmetros obtidos através de ensaios sem lubrificação e de parâmetros tirados de ensaios lubrificados nos topo e base, mostrou-se que a sua variação é da mesma ordem e grandeza que a variação das correspondentes curvas dos ensaios com e sem lubrificação entre si.
3. Comprovou-se, para este solo, a existência de uma relação entre σ_1 e K estreitamente ligada à trajetória de tensões efetivas (item V.2.2). Recomenda-se maior atenção dos pesquisadores para este aspecto.
4. Sugere-se maiores estudos, em outros solos e condições da formulação de Corotis *et al* conjuntamente com o exposto na conclusão anterior. É bem provável que com algumas modificações se alcance melhores resultados.

BIBLIOGRAFIA

- AMARAL, M.A.B. (1975) - Uma Análise das Tensões e Deformações da Barragem de Itumbiara Durante sua Construção. out. Tese de M.Sc.PUC. RJ. 159p.
- BALLA, A. (1960) - Stress Conditions Triaxial Compression. ASCE, JSMFD, Vol. 86 n° SM6, Part I, dec. pp 57-84
- BARDEN, L & Mc DERMOTT, J.W. (1965) - The Use of Free Ends in Triaxial Testing of Clays ASCE, JSMFD Vol 91 n° SM6 nov. pp 1-24
- BASTOS, J.T. (1975) - Algumas considerações Sobre a Utilização do Solo Residual de Basalto na Barragem de Porto Colombia. Set. Tese de M Sc. PUC RJ. 114p.
- BISHOP, A.W (1961) - The Measurement of Pore Pressure in Triaxial Test. Proc. Conf. Pore Pressure and Suction in Soils, London 1960. ed. Butterworths em 1961. pp 38-46
- BISHOP, A.W & GIBSON; R.E (1963) The Influence of Provision for Boundary Drainage on Strenght and Consolidation Characteristics of Soils Measured in the Triaxial Apparatus. proc. Symposium of Lab. Shear Testing of Soil-Otawa-Canada, ASTM, STP 361 2a. ed. 1965 pp. 435-451
- BISHOP, A.W. e HENKEL, D.J. (1962) The Measurement of Soil Properties in the Triaxial Test, 2a. ed. Arnold, Londres, 228p.
- BLIGHT, G.E. (1963.a) The effect of Nonuniform Pore Pressure on the Laboratory Measurements of Shear Strenght of Soils proc. Symp. of Lab. Shear Testing of Soils - Ottawa-Canada - ASTM Special Techn. Publ. 361 2a. ed. 1965. pp 173-183.

- BLIGHT, G.E. (1963.b) Discussion on "Pore Pressure During Triaxial compression" IBD pp.199-204
- BOWLES, J.E. (1970) Engineering Properties of Soils and Their Measurement ed. Mc Graw Hill. New York.
- BRINCH HANSEN, J. (1963) Discussion on "Hyperbolic Stress Strain Response: Cohesive Soils" ASCE JSMFD Vol 89. n° SM4 July, pp 241-242
- BRINCH HANSEN, J. (1965) Some Stress Strain Relationship for Soils proc. VI ICOSOMEF Montreal Vol. I, pp 231-234
- BROOKER, E.W. & IRELAND H.O. (1965). Earth Pressure at Rest Related to Stress History, Canadian Geotechnical Journal vol. 11. n° 1, feb.
- CASAGRANDE, A.; HIRSCHFELD, R.C. & POULOS, S.J. (1963) Investigation of Stress Deformation and Strength Characteristics of Compacted Clays, third progress report, Harvard Soil Mechanics series n° 70. Nov.
- COPPETEC (1975) Ensaios de Solos - Itaúba, Aterro Experimental - Área de Empréstimo - C Relatório técnico do Convênio de prestação de serviços entre a COPPE/UFRJ e ENGEVIX (COPPETEC - Projeto E T - 506/75); Julho, RJ.
- COROTIS, R.B.; HASSAN FARZIN, M e KRIZEK, R. (1974) Nonlinear Stress - Strain Formulation for soils. ASCE, JGED.Vol. 100. n° GT9. Sept. pp. 993-1008
- CRUZ, P.T. (1963) Shear Strength Characteristics of Some Residual compacted Clays. proc. II cong. Pan-Americano de Mec. dos Solos e Eng. de Fund. Rio de Janeiro, Brasil Vol I pp 73-102.

- CRUZ, P.T. (1967) Propriedades de Engenharia de Solos Residuais Compactados da Região Centro-Sul-Brasil. Escola Politécnica USP, dez., São Paulo, 191p.
- CRUZ, P.T. (1969) Propriedades de Engenharia de Solos Residuais Compactados. Escola Politécnica, USP, março. 130p.
- CRUZ, P.T. (1964) Deformações e Pressões Neutras em Barragens de Argila Compactada. ABMS. Jornal de Solos. Vol 2 nº 2. out. pp 3-22.
- DANIEL, D.E. e OLSON, R.E. (1974) Stress Properties of Compacted Clays. ASCE J.G.E.D. Vol. 100 nº GT 10. Oct. pp 1123-1136.
- DESAI, () Non linear Analysis Using Spline Functions ASCE JSMFD Vol. 97. nº SM 10. pp 1461-1480.
- DUNCAN, J.M, e CHANG, CHING-YUNG (1970) Nonlinear Analysis of Stress and Strain in Soils ASCE JSMFD Vol. 96 nº SM5 sept. pp 1629-1653
- DUNCAN, J.M. e DUNLOP, P. (1968) The Significance of Cap and Base Restraint - ASCE JSMFD SM1 Jan. pp 271-290.
- EISENSTEIN, Z. (1974) Application of Finite Element Method to Analysis of Earth Dams. - State-of-the-Art Report proc. 1º Seminário Brasileiro de Método dos Elementos Finitos Aplicado à Mecânica dos Solos. Rio. Set. p 505
- FARZIN, M.H. COROTIS, R.B. & KRIZEK, R.J. (1975) Inverse Method for Determining Approximate Stress-Strain Behavior of Soils. Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, Vol. 3 nº 1, Jan. pp 51-61

- FARZIN, M.H.; COROTIS, R.B. & KRIZEK, R.J. (1974) Evaluation of Modulus and Poisson's Ratio from Triaxial Test Technical Report, Dept. of. Civil Eng.; The Technological Inst. Northwestern Univ., Evanston III. Final manuscript June
- GIBBS, H.J.; HILF, J.W.; HOLTZ, W.G. & WALKER, F.C. (1960) Shear Strength of Cohesive Soils. proc. Res. Conf. on Shear Strength of Cohe. Soils Boulder, Colo. ASCE pp 33-162.
- GIBBS, H.J. (1963) Pore Pressure Control and Evaluation for Triaxial Compression. proc. Symp. Lab. Shear Testing of Soils Ottawa-Canada. ASTM. Spec. Tech. Publ. n° 361. pp 212-221.
- GIBSON, R.E. (1963) An Analysis of System Flexibility and its Effect on Time-Lag in Pore-Water Pressure Measurement, Geotechnique Vol. XII pp 1-11.
- JANBU, N. (1963) Soil Compressibility as Determined by Oedometer and Triaxial Test. proc. European Conf. on Soil Mech. and Found Eng. - Weisbaden Germany Vol. 1 pp 19-25.
- JANBU, N. (1967.a) Behaviour of Clay in Undrained Shear Produced by Loading at Constante Total Principal Stress Ratio. proc. Geot. Conf. Oslo, 1967. Vol. I pp 31-34
- JANBU, N. (1967.b) Settlement Calculations Based on the Tangent Modulus Concept. Institutt for Geoteknikk Fundamenterings AERE 57 p.
- KALBUSZEWSKI, J. & FREDERICK, M.R. (1963) The Measurement of Volume Change in the Triaxial Cell. proc. European Conf. on Soil Mech and Found Eng. Weisbaden Germany Vol. 1 pp 27-32.
- KONDNER, R.L. (1963) Hyperbolic Stress-Strain Response: Cohesive Soils. ASCE-JSMFD, Vol. 89, n° SM1 par. I feb. pp 115-143.

- KRIZEK, R. & KAY, J.N. (1972) Material Properties Affeting Soil Structure Interaction of Underground Conduits. HRB - HRR n° 413 pp 13-19.
- KULHAWY, F.H.; DUNCAN, J.M. & SEED, H.B. (1969) Finite Element Analysis of Stresses and Movements in Embakments During Construction, Report n° TE. 69-4, Office Research Services, Univ. of Calif., Berkeley, Calif.
- KULHAWY, F.H. & DUNCAN, J.M. (1972) Stresses and Movements of Oroville Dam. ASCE - JSMFD vol. 98 n° SM7 July pp 653-665.
- KULHAWY, F.H. & WITHIAM, J.L. (1975) Nonlinear Undrained Modulus of a Compacted Clay. proc. V conf. Pan. Am. de Mec. dos Solos e Eng. de Fund. Nov. 1975. Buenos Aires, Argentina Vol. I. pp 107-116.
- LACERDA, W.A.; DIAS P.H.D. & PEIXOTO, F.J.L. (1974) Estudo dos Pa râmetros de Solos para Anãlise por Elementos Finitos proc. 19 Sem. Bras. de Mêt. dos Elem. Finitos Aplicado ã Mec. dos Solos. COPPE/UFRJ RJ pp 85-109.
- LACERDA, W.A. & MAHLER, C.F. (1973) Comentãrios Sobre as Deforma ções de Barragens de Terra durante e apõs a Constru ção Analisadas pelo Mêtodo dos Elementos Finitos. proc. IX Se minãrio Nac. de Grandes Barragens - 1973.
- LAMBE, T.W. & WHITMAN, R.V. (1969) Soil Mechanics. Editora John Wiley & Sons Inc. New York 553p.
- LEE, K.L. & SEED, H.B. (1964) Discussion of "Importance of Free Ends in Triaxial Testing" by Rowe e Barden. ASCE, JSMFD. Vol. 90 n° SM6. nov. pp 173-175.

- LEE, K.L. & SHUBECK, R.J. (1971) Plane-Strain Undrained Strength of Compacted Clay. - ASCE, JSMFD, Vol. 97, nº SM1 pp 210-234
- LOVE, A.E.H. (1927) A Treatise on the Mathematical Theory of Elasticity Dover Publ. 4a. ed. reimpressão em 1944. New York, 643p.
- MILNE, W.E. (1968) Cálculo Numérico. ed. Polígono trad. M.B. de Oliveira 2a. ed. São Paulo.
- NELSON, G.H. & SOWERS, G.F. (1949) Effect of Re-Using Soil on Moisture Density Curves. Proc. 29th annual meeting. HRB. - pp 482-497.
- OLSON, R.E. & CAMPBELL, L.M. (1964) discussion of "Importance of Free Ends in Triaxial Testing" by Rowe e Barden. ASCE, - JSMFD, Vol. 90. nº SM6, nov. pp 167-173.
- PINTO, C.S. & YAMAMOTO, J. (1966) Influência da Espessura das Camadas na Compactação de Solos em Laboratório. proc. II simp. sobre pesq. rod., set. RJ.
- ROWE, P.W. & BARDEN, L. (1964) Importance of Free Ends in Triaxial Testing. ASCE, JSMFD. Vol. 90. nº SM1., Jan. pp 1-27.
- SCOTT, R.F. (1965) Principles of Soil Mechanics Massachusetts, Addison - Wesley. 550p.
- SEED, H.B.; MITCHELL, J.K e CHANG, C.K. (1960) The Strength of Compacted Cohesive Soils. proc. Res. Conf. on Shear Strength of Coh. Soils. Boulder, Colo.; ASCE pp 877-964.

- SHOCKLEY, W.G. & AHLVIN, R.G. (1960) Nonuniform Conditions in Triaxial Testing Specimens. proc. Research Conference on Shear Streng of Cohesive Soils, Boulder Colorado, ASCE pp 341-357.
- TANAKA, A. (1976) Algumas Considerações sobre a Resistência ao Cisalhamento do Solo Residual de Basalto de São Simão. Tese de M. Sc., maio, PUC-RJ.
- TAYLOR; D.W. (1948) Fundamentals of Soil Mechanics - John Wiley & Sons, New York. 2a. ed. 1966 700p.
- VARGAS, M. (1971) Geotécnica dos Solos Residuais. Revista Latino-americana de Geotécnica. Vol 1, nº 1 abril-junho 1971 - pp 20-41.
- VAUGHAM, P.R. (1971) Undrained Failure of Clay Embankments. proc. Roscoe Men. Symp. Cambridge 1971 Stress-Strain Behaviour of Soils pp 683-691.
- WITHIAM, J.L. & KULHAWY, F.H. (1976) Undrained Volume Changes in Compacted Cohesive Soil. ASCE Journal of Geot. Eng. Div. oct. 1976. GT 10 pp 1029-1039.
- WONG, K.S. & DUNCAN, J.M. (1974) Hyperbolic Stress-Strain Parameters for Nonlinear Finite Element Analysis of Stress and Movements in Soil. Masses. Univ. of California, Berkeley, report, TE 74-3. 90p.

APÊNDICE - AA. MATERIAL EMPREGADO NOS ENSAIOSA.1 Aparelho Triaxial

A aparelhagem para ensaios triaxiais empregada é de procedência inglesa e fabricação de Wykeham Farrance. O sistema de aplicação de pressão na célula emprega potes autocompensados de mercúrio. A descrição da aparelhagem, bem como funcionamento, é encontrada em Bishop e Henkel (1962). A única modificação do triaxial é o pedestal com a pedra porosa engastada, que descreveremos a seguir.

A.1.1 Pedestal para ensaios comuns em provetes de 5,08cm de diâmetro

Fabricante - Wykeham Ferrance

Características da pedra porosa engastada no pedestal:

- . diâmetro - 3,69cm.
- . espessura - 0,9cm.
- . pressão de borbulhamento - 1,0kgf/cm³.
- . permeabilidade - $3,8 \times 15^{-6}$ cm/s.

A.1.2 Pedestal alargado para ensaios lubrificados:

Fabricante - Ronald Top (projeto do autor)

Características da pedra porosa:

- . diâmetro - 0,55cm
- . espessura - 0,90cm
- . pressão de borbulhamento - 1,0kgf/cm²
- . permeabilidade - 2×10^{-6} cm/s

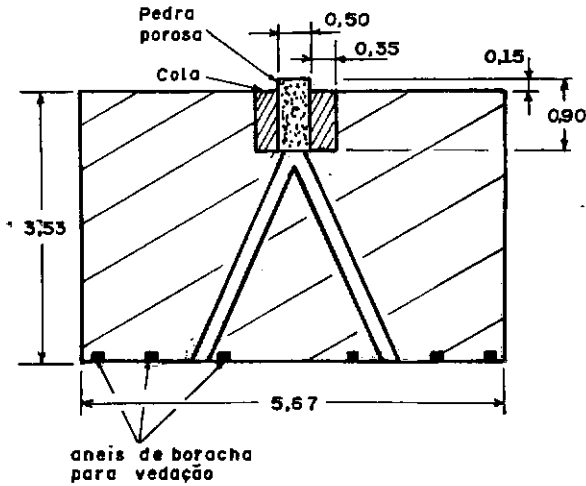


Fig. (A.1). Desenho esquemático do pedestal empregado para ensaios triaxiais com topo e base lubrificadas (fora de escala), dimensões em cm.

A.2

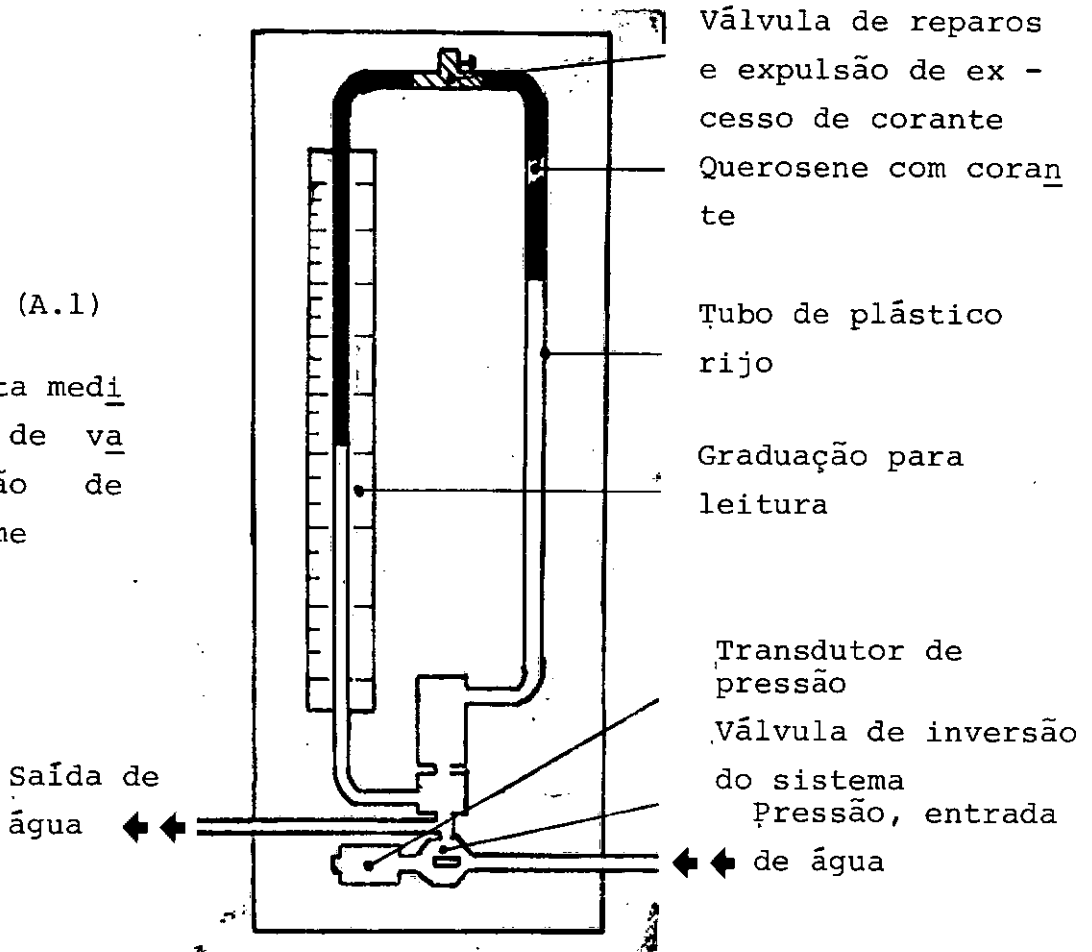
Bureta Medidora de Variação de Volume

Composta de um tubo plástico rijo e sistema de inversão, conforme esquema na fig. (A.2)

À pressão atmosférica a área da secção transversal do tubo medidor é de $0,167\text{cm}^2$; a 8 kgf/cm^2 passa para $0,168\text{cm}^3$. Considerou-se desprezível tal variação.

Fig. (A.1)

Bureta medi-
dora de va-
riação de
volume



A.3

Transdutores de Pressão

A.3.1

Fabricante - Dynisco

Procedência - U.S.A.

Capacidade - 10 kgf/cm²

Variação de Volume - Variável ver fig. (A.3).

A.3.2 Fabricante - Kyowa Electronics Inst. Co.
Procedência - Japão
Capacidade - 20kgf/cm³
Tipo - PG 50 KF
Série - N 5114
Variação de Volume - linear $3,0 \times 10^{-3} \text{ cm}^3 / \text{kgf/cm}^2$
ver fig. (A.3)

A.3.3. Fabricante - Bell Howell Limt.
Procedência - Inglaterra
Capacidade.- 10kgf/cm³
Tipo - 4-306-0131-03MD
Série - L69628
Variação de Volume - Supõe-se ser menor que 3.2x
10⁻³cm³/kgf/cm²; (segundo LPC,
~10⁻⁵cm³/kgf/cm³)

A.3.4 Fabricante, procedência, capacidade, tipo, variação
 ção de volume, idem.
 Série - L69623

A.4 Leitora dos Transdutores

A.4.4.1 Fabricante - Vishay
Modelo - P350A e SB2
Série - 008457 e 008221

A.4.2 Fabricante - BLH Elect., Inc.
 Modelo - 120C

A.5 Membranas de Borracha

A.5.1 Envolvente ao provete; diametro 5,08cm
Espessura - 0,40 mm.

A.5.2 Usadas na base e no topo lubrificados
Fabricante - Johnson e Johnson

A.6 Papel Filtro

 Espessura - seco - 0,20cm

 saturado - 0,27cm

Permeabilidade transversal a pressão atmosférica:
 10^{-3} cm/s

A.7 Bancada para ensaios Triaxiais tipo tensão contro-
lada.

Fabricante - Ronald Top (Projeto COPPE)

A.8 Adensamento

A.8.1 Prensa

- . Fabricante Wykeham Farrance
- . Modelo - W F 2400
- . Tipo - Bishop

A.8.2 Célula e acessórios: mesmo fabricante

A.9 Compactação de Laboratório

A.9.1 Molde Tripartido

Fabricante - Ronald Top (projeto do autor)

Altura - 11,70cm

Diâmetro interno - 5,08cm

Material - Bronze niquelado externamente

A.9.2 Pistão

Fabricante - Soil Test

Procedência - U.S.A.

Modelo - CN430

Tipo - mola

A.10 Acessórios

A.10.1 Óleo usado como lubrificante do pistão
espec. SAE50 e SAE 140, diversas marcas

A.10.2 Lubrificante para topo e base, substância conheci
da comercialmente como vaselina.

A.10.3 Desmoldante comercialmente "Bayer Silicone"
A aplicação do desmoldante nos elásticos reduziu
significativamente a quantidade de bolhas de ar ne
les aprisionadas.

A.10.4

Outros : estufas, balanças, facas, moldes, etc.

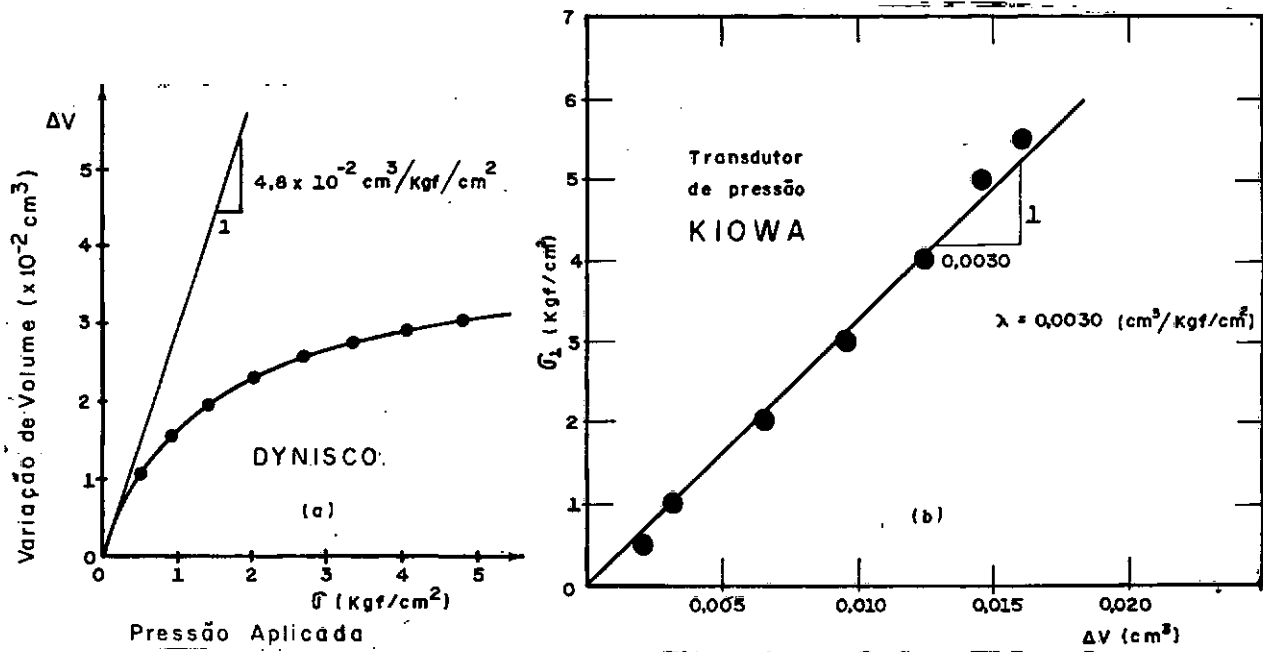


Fig. (A.3) Variação de volume do transdutor com a pressão aplicada. a) DYNISCO b) KIOWA.

APÊNDICE BCALIBRAÇÃO DA EXPANSÃO DA CÉLULA

Para calibração da câmara, esta era enchida de água deaerada e completada com o óleo de lubrificação do pistão, sem nada mais dentro dela. O enchimento era feito bem lentamente (durante horas), com os orifícios de saída de ar e entrada de óleo abertos, para minimizar o aprisionamento de bolhas de ar. Procurava-se dar sempre o mesmo torque nos parafusos de fixação da célula; é compreensível que diferentes torções acarretariam rijezas desiguais.

A aplicação da pressão na célula (σ_3) seguia a mesma sequência que a do ensaio. Assim, por exemplo, na calibração para ensaios K dava-se incrementos de σ_3 de 0,50kgf/cm³ a cada 10 minutos fazendo-se leituras intermediárias na bureta.

Nas calibrações para os ensaios da série C não foram efetuadas determinações do volume de ar aprisionado (ainda não havia sido formulada a correção do apêndice E), nas outras, antes de se iniciar a calibração era feita tal determinação.

Os resultados a serem apresentados se referem, todos, a calibração para a série C. Resultados similares foram encontrados para as séries P e L. Para os 30 ensaios executados foram realizadas cerca de 35 calibrações (uma para cada ensaio e mais as rejeitadas ou refeitas).

B.1 Ensaio K

Foi executada a seguinte sequência de calibração depois de preparada a célula (enchida etc.):

1. Verificação dos instrumentos, funcionamento, etc.

2. Determinação do volume de ar aprisionado.
3. Acréscimo de σ_3 0,5kgf/cm² e início de funcionamento do cronômetro.
4. Leitura na bureta aos tempos 0/0, 5/1/2/4/7 e 10 minutos.
5. Simulação dos preparativos de colocação da carga axial (30 segundos).
6. Zera-se o cronômetro, retorno ao passo 3.

Após atingida a pressão máxima da câmara, 9kgf/cm³, efetuava-se o descarregamento; não necessariamente de 0,5 em 0,5kgf/cm³. Comparando os resultados, praticamente não há diferença em se descarregar em 15 etapas, demorando 10 minutos em cada, ou em 3 etapas demorando o mesmo tempo (10 minutos), sendo a última forma bem mais rápida.

Quando se pretendia, no ensaio, continuar carregando o provete axialmente até a rotura, depois de elevada à pressão máxima da câmara - casos de ensaios $K \approx 0,8$ e 1,0 - na calibração, após alcançada esta pressão continuava-se fazendo leituras na bureta em intervalos de 10 e 20 minutos até atingir o tempo suposto necessário para rotura do provete - geralmente mais 100 minutos - após o qual efetuava-se o descarregamento. Tinha-se assim um tempo de calibração total de:

Preparação de célula, enchimento	240 minutos
Incrementos de σ_3 18 x 10,5	189
Expansão da célula	100
4 descarregamento 4 x 10	40
	<hr/>
T O T A L	569 \approx 9,5 horas

Isso nos dá uma idéia do volume de trabalho e tempo envolvidos na execução de cada ensaio.

A fig. B.1 apresenta resultados típicos de calibrações para ensaios K. Nela a calibração 1 apresenta uma defasagem exagerada entre o carregamento e o descarregamento. Não se conse

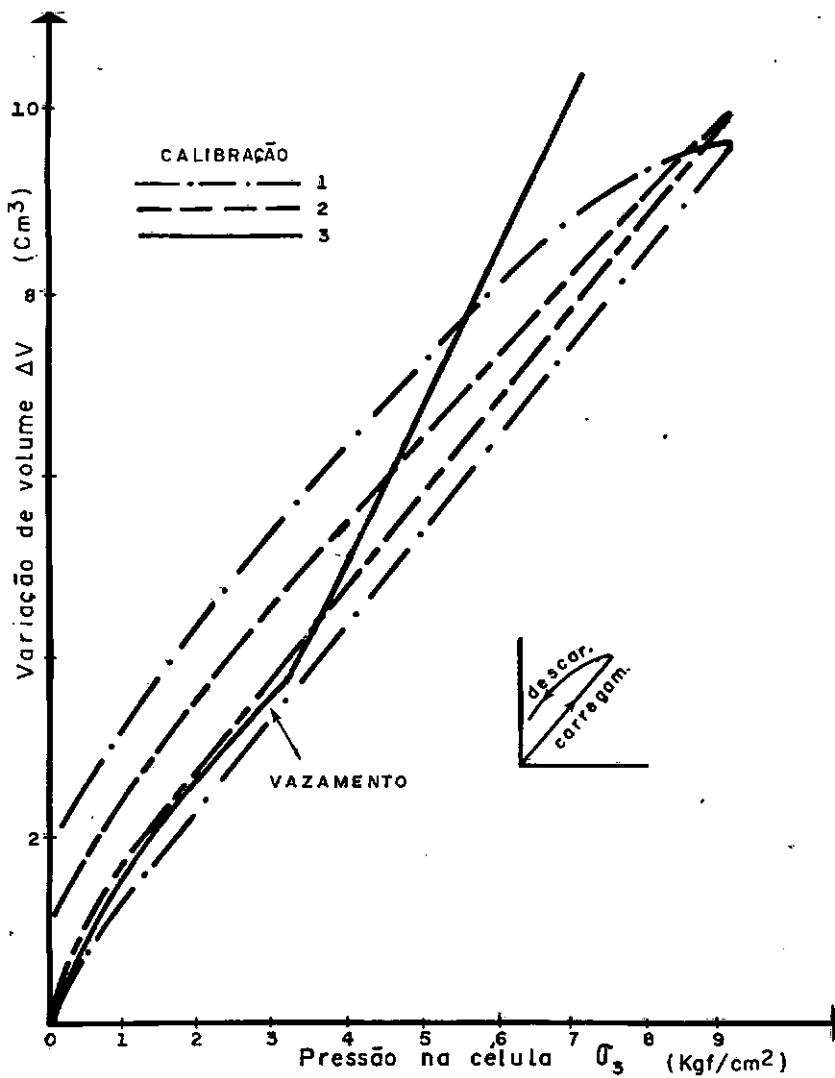


Fig. B.1 Calibração da expansão da célula

guiu detectar cabalmente a causa; possivelmente diferença de torque nos parafusos (provavelmente mal apertados na calibração 1) entre as calibrações 1 e 2. A calibração 2 é representativa de todas as outras que não são apresentadas. A número 3 é um exemplo de ocorrência de vazamento de fluido da câmara. Como se vê, seu início foi à pressão confinante de $3,5\text{kgf/cm}^2$ e só foi percebida porque o encarregado da calibração locava os pontos à medida que fazia a última leitura de cada incremento. Aos poucos viu-se que seu comportamento fugia do padrão das demais. A procura do ponto de fuga foi minuciosa e demorada até se descobrir que uma das torneiras permitia a fuga do fluido; sua vazão era tão pequena que passava despercebida nas verificações rotineiras.

B.2

Ensaio Comuns

Nos ensaios da série C, logo após a aplicação de σ_3 incrementava-se σ_1 por etapas até atingir a rotura. Nas séries P e L aplicava-se σ_3 e, somente após a igualação da variação de volume, iniciava-se a incrementação de σ_1 . Os diversos modos de condução dos ensaios exigem tempos diferentes de duração da calibração. Para a série C a maioria das calibrações ia até 160 minutos; para as outras séries, a mais de 240. A sequência era idêntica e das calibrações para ensaios K até o segundo passo, inclusive; o terceiro passo é de elevação de σ_3 até a pressão confinante de ensaio a leitura da bureta em intervalos regulares de 10 a 20 minutos. Para a série C eram feitas leituras adicionais de 0,5/1/2/4/7 e 10 minutos. Não se efetuava descarregamento, cuja única finalidade é a de comprovação de uma execução bem sucedida. As figuras (B.2 a e b) são resultados típicos para a série C. As curvas da figura (B.2.a) podem ser expressas por uma equação do tipo:

$$V(t) = V_0 + \Delta V(t) \quad (\text{B.1})$$

em que: $V(t)$ - volume de expansão da célula no tempo t ; V_0 - volume de expansão da célula instantânea, logo após a aplicação de σ_3 ; $\Delta V(t)$ - variação de volume da célula no tempo t .

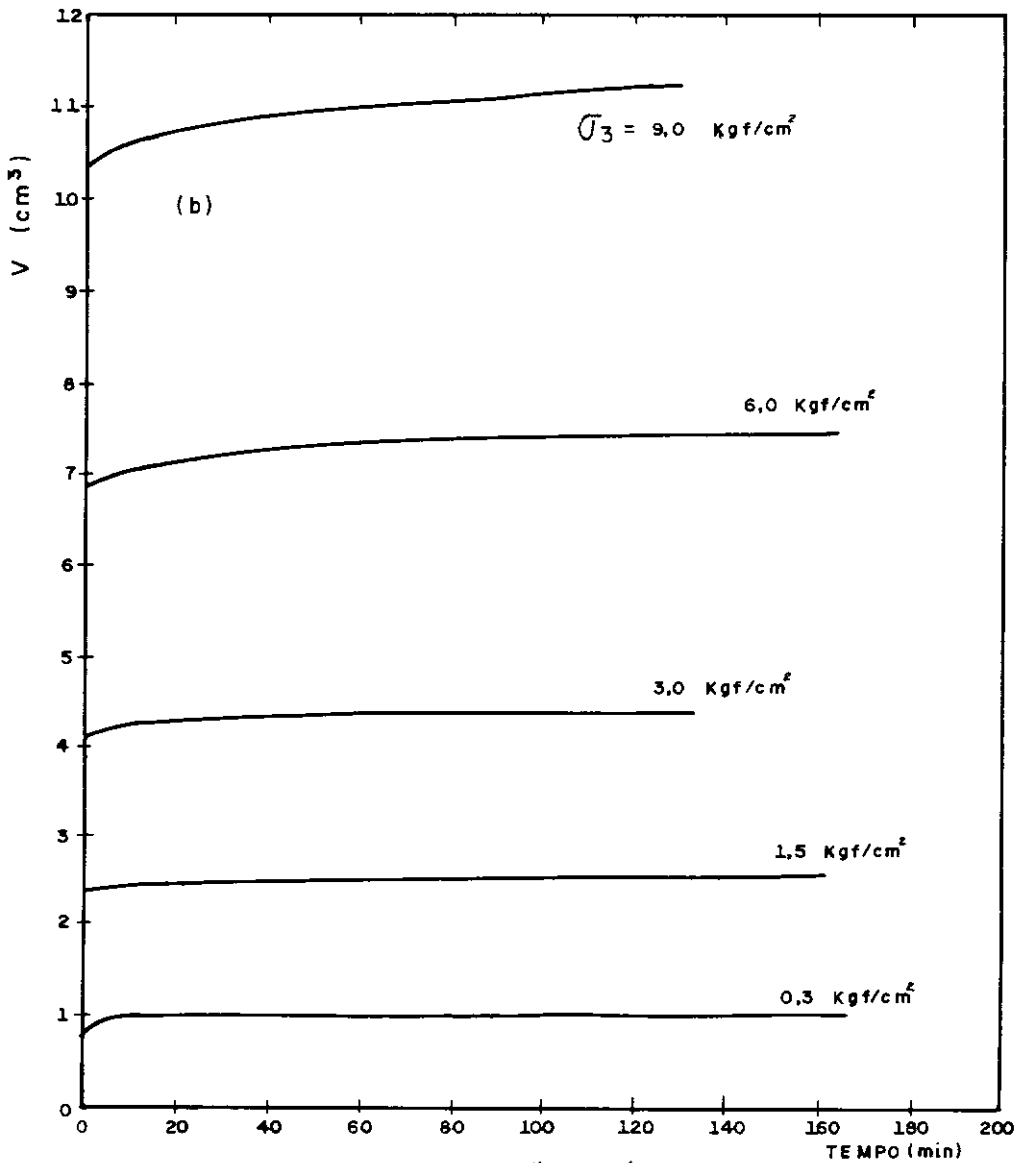
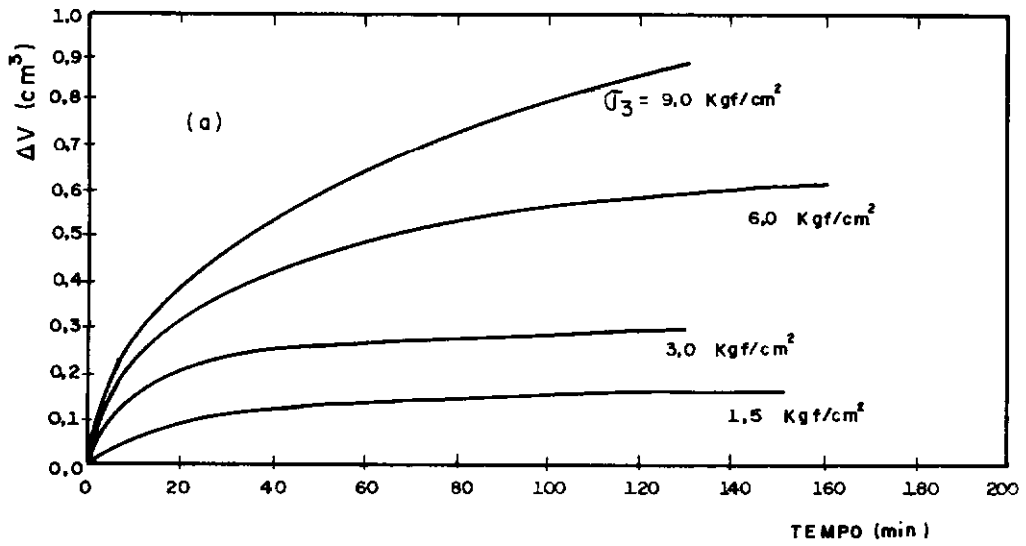


FIG. B.2 CURVAS DE CALIBRAÇÃO DA CÉLULA ($\sigma_3 = \text{CONSTANTE}$)

Verificou-se que $\Delta V(t)$ pode ser expressa como:

$$\Delta V(t) = at^b \quad (B.2)$$

Locando-se a partir dos resultados experimentais ΔV e t gráfico dilogarítmico determina-se a e b . Observações experimentais sugerem que a eq. (B.2) é apenas uma primeira aproximação válida para faixas limitadas de tempo. Geralmente, a cresce e b decresce para tempos grandes; v.g.: consegue-se muito boa aproximação com um par de valores de a e b no intervalo $10 < t < 100$ a 150 min., o mesmo não ocorre para $10^2 < t < 10^3$ min. Os parâmetros a e b variam com a pressão na câmara e não se encontrou nenhuma lei simples entre a , b e σ_3 ; assim foi necessária a realização de todas as calibrações com os tempos de duração de cada ensaio.

B.3

Correção do ar aprisionado

Determinado os valores de ar aprisionado do ensaio (V_e) e da calibração (V_c) empregava-se a lei de Boyle e Mariotte.

$$\Delta V_{ar} = \frac{(V_e - V_c)\sigma_3}{\sigma_3 + p_a}$$

Em que:

σ_3 - pressão confinante

ΔV_{ar} - Variação de volume do ar

p_a - pressão atmosférica

Este volume (ΔV_{ar}) era adicionado ao volume de expansão da célula. Para os ensaios K calculava-se ΔV_{ar} para cada incremento de σ_3 .

APÊNDICE - CMODO DE EXECUÇÃO E CÁLCULO DOS ENSAIOSC.1 Compactação por pisoteamento

Conforme citado no item III.3 havia a necessidade de se conseguir uma curva de compactação por pisoteamento situada dentro de uma certa faixa de variação. Para isso seriam necessárias várias tentativas o que consumiria muito material, do pouco disponível, se se utilizasse o molde de 5,08 cm. de diâmetro. Para isso fez-se a análise a seguir, após determinada a curva de compactação com um molde pequeno.

C.1.1 Transposição das Características de Compactação do Molde Pequeno para o Grande

A energia fornecida ao solo pela compactação por pisoteamento pode ser estimada pela equação (C.1).

$$E = \frac{NC \times NG \times P \times M}{V}$$

em que:

NC - Número de Camadas

NG - Número de Golpes

P - Pressão do pistão no solo

M - Deslocamento da superfície pressionada

V - Volume do Molde.

M é desconhecido. Supõe-se ter o mesmo valor tanto para a compactação no molde pequeno quanto no grande em virtude do pistão e pressão empregados serem os mesmos em ambas compactações.

O molde pequeno tem as dimensões de 3,55cm de diâmetro por 9,00cm de altura; o grande 5,08 por 11,70cm.

Aplicando-se a fórmula (C.1) para a compactação em molde pequeno supondo 5 camadas, pressão na mola 18kgf/cm² e 25 golpes por camada ter-se-á:

$$E = \frac{5 \times 25 \times 18 \text{ (kgf/cm}^2\text{)} \times M_o \text{ (Kg.cm)}}{88.9 \text{ cm}^3} = 25,3 \text{ M (kgf x cm/cm}^3\text{)}$$

Sendo 237cm³ o volume do molde grande a energia total a ser aplicada será de 237 x 25,3 M = 5 996 M (kgf x cm). Dever-se-á aplicar um total de 5 996 M ÷ 18 M = 333 golpes (18 M - energia de cada golpe). A tabela C.1 apresenta os resultados inclusive com a escolha do número de camadas (em função da espessura de cada camada do molde grande ser aproximadamente a mesma da do molde pequeno).

TABELA (C.1)

COMPARAÇÃO DA COMPACTAÇÃO EM MOLDE PEQUENO E GRANDE

M o l d e	Pequeno	Grande	
Diâmetro (cm)	3,55	5,08	5,08
Altura (cm)	9,00	11,70	11,70
Volume (cm ³)	88,9	237	237
Diâmetro do pistão (cm)	1,27	1,27	1,27
Pressão do pistão (kgf/cm ²)	18	18	18
Número de camadas	5	7	6
Espessura da camada (cm)	1,80	1,67	1,95
Número de golpes por camada	25	48	56
Energia de compactação (M kgfxcn)	25,3	25,5	25,5
Número total de golpes	125	336	336
Área coberta pelo pistão/Área da Secção transversal do provete	3,21	3,02	3,52
Resultado experimental da aplicação em solo γ_h (g/cm ³)	1,79	1,79	1,79
γ_d (g/cm ³)	1,42	1,42	1,41

O provete obtido por compactação no molde pequeno apresentava visualmente maior homogeneidade que o do molde grande. No último, tanto para a compactação em 6 camadas como em 7, havia clara distinção entre as camadas, apesar dos cuidados de escarificação de cada uma delas após sua compactação. Foi escolhida a divisão em 7 camadas por apresentar um aspecto externo do provete, mais uniforme.

C.1.2

Compactação dos Provetes Ensaçados

Conhecendo-se: o teor de umidade do solo a ser compactado, o peso específico seco (γ_d), o peso específico dos grãos (G), o volume de cada camada de compactação, não é difícil se calcular o peso do material necessário para uma camada de solo compactado. Dessa maneira, torna-se mais fácil a obtenção de espessuras iguais das camadas dos provetes compactados em laboratório. Para a série P calculou-se em 64,3g a massa de cada camada. Assim, na câmara úmida, após homogeneização do solo do bloco, pesava-se $75 \pm 5g$ de material punha-se em saquinhos plásticos, vedando-os. Um conjunto de 7 saquinhos tinha material suficiente para compactação de um provete. Por ocasião da compactação, abria-se cada saco, retirava-se aproximadamente 10g do solo para determinação da umidade e o resto era posto no molde para ser pisoteado. Esta sequência prosseguia até a última camada, quando então, punha-se todo o conteúdo do saco no molde, compactava-se e para determinação da umidade da 7a. camada eram aproveitadas as aparas dos bordos.

Como a quantidade de solo ensacada era a prevista exatamente para o provete e determinação do teor de umidade, é natural que após a aparelhagem do topo do provete ainda houvesse depressões devido à penetração do pistão. Nestes casos elas eram preenchidas com o solo das aparas, aplicando-se cuidadosamente uma pressão com a ponta dos dedos. Antes pressionava-se regiões não preenchidas até o ponto de se deixar impressões digitais sem causar moles. Esta era a pressão aplicada nos recheios.

O provete era retirado do molde, pesado, aceito ou rejeitado (conforme seu peso), ensacado e guardado em câmara úmida por 2 dias, após os quais era posto na célula triaxial por mais um dia, tendo um total de 3 dias de cura.

Pelas circunstâncias da compactação ser manual, tomou-se o cuidado de antes de cada compactação haver um treino de uniformidades na velocidade de aplicação dos golpes e força adequada da mola. Os golpes eram, então, aplicados sobre um transdutor de carga, medindo-se a força aplicada ao pistão.

C.2 Ensaaios Triaxiais

C.2.1 Preparativos

A pedra porosa, engastada no pedestal, era fervida periodicamente, e, quando na célula, era conservada sob uma lâmina d'água mantida por um colarinho de borracha. Sempre antes de cada ensaio, para garantir a saturação da pedra porosa, percolava-se água de aerada por ela durante vários minutos, no sentido de dentro para fora da célula, a fim de não quebrá-la sob a pressão aplicada de 9kgf/cm^2 . A saturação do sistema era averiguada zerando-se o transdutor com uma película d'água sobre a pedra porosa, retirava-se a película e se aguardava que o transdutor acusasse uma pressão negativa, o que ocorria geralmente quase um minuto após (prática citada por Gibbs *et al*, 1960 p.80). Comprovada a saturação, colocava-se novamente água sobre a pedra porosa, esperava-se o transdutor remarcar o zero, novamente enxugava-se a água e punha-se o provete sobre o pedestal seguindo-se o papel filtro lateral no provete, o cabeçote, a membrana e os anéis de borracha para vedação. O papel filtro era posto saturado e não se estendia até o pedestal para que sua umidade não saturasse a base do provete, que estava em contato com a pedra porosa, impedindo assim a leitura de pressões negativas nos poros.

A célula era enchida lentamente, no espaço de horas, para minimizar a formação de bolhas de ar. Após seu enchimento, colocava-se o óleo de lubrificação do pistão, abria-se o orifício de saída de ar e se aguardava, normalmente, um dia, que se completasse o tempo de cura do provete. O tempo mínimo do provete permanecer na câmara antes do ensaio era de um dia; como mostrou Bishop (1960), para a argila de Londres ("London clay"), a pressão d'água nos poros decresce com o tempo em que o provete está na célula.

Como não se esperava medir pressões neutras negativas (u_w) abaixo de -1 kgf/cm^2 em virtude do alto grau de saturação do solo e da posição dos provetes na curva de compactação - no ramo úmido com umidade acima da ótima - sugeriram pequenas pressões negativas (Lambe e Withman, 1969 p. 518 fig. 34.7b/c), estimou-se ser suficiente uma pedra porosa com pressão de borbulhamento de 1 kgf/cm^2 e pensou-se na exequibilidade da medição de u_w ser direta sem necessidade de recorrência a técnicas mais sofisticadas, e.g. transferência da origem ("origin transfer"), Gibbs (1963) p.212-221.

C.2.2

O Ensaio

Sequência de Ensaio:

1. Verificação geral da célula e de todos os instrumentos. Faz-se leitura de u_w , deflectômetro, etc.
2. Aplica-se um incremento de $0,05\text{ kgf/cm}^2$.
3. Leitura na bureta.
4. Retorna-se ao passo 1 até que seja igual a $0,20\text{ kgf/cm}^2$.
Calcula-se rapidamente o volume de ar aprisionado.

Ensaio comuns ($\sigma_3 = \text{cts}$)

5. Eleva-se σ_3 até a pressão desejada de ensaio.
6. Zera-se o cronômetro e coloca-o para funcionar.
7. Faz-se leituras de u_w , deflectômetro, bureta (variação de volume) e tempo, regularmente, enquanto se aguarda a equalização da variação de volume do provete e da pressão de água nos poros. Locam-se os resultados em gráfico e, quando houver as esta bilizações, calcula-se o volume do provete e altu ra no momento, que serão utilizados como iniciais do ensaio. Calcula-se o primeiro carregamento a xial, que não deve ser grande.
8. Zera-se o cronômetro e coloca-o novamente a funcio nar concomitantemente com a aplicação do carre gamento axial.
9. Faz-se leituras de u_w , deflectômetro, bureta nos tempos: zero (após aplicação da carga axial)/ 0,5/ 1,0/2,0/4,0/7,0 e 10 minutos.
10. Após a leitura de 10 minutos calcula-se a área do provete, tensão desviatória e deformação específi ca axial. Põe-se em gráfico o ponto corresonden te ($\epsilon_1; \sigma_d$), estima-se o próximo ponto que se quer obter conforme o comportamento da curva ϵ_1 x σ_d e calcula-se qual o incremento de carga a ser aplica do na próxima etapa.
11. Retorna-se ao passo 8.

Uma dupla de laboratoristas bem treinados com uma máquina calculadora eletrônica programável leva aproximadamente 20 segundos para executar o passo 10. Caso não haja disponibilidade de laboratoristas bem treinados para este tipo de ensaio, pode-se fazer os cálculos com os dados das leituras efetuadas aos 7 minutos.

Desta maneira, em cerca de 1 e 1/2 hora já se tem o ensaio pronto, descontando-se o tempo de estabilização da variação de volume do provete (mínimo de 2 horas).

Para os ensaios K a sequência é a mesma até o passo 4 e prossegue com:

5. Eleva-se σ_3 em 0,50kgf/cm² (caso seja este o primeiro incremento de σ_3 para execução do ensaio leia-se "até" em lugar de "em").
6. Zera-se o cronômetro e coloca-o para funcionar.
7. Faz-se as leituras u_w , deflectômetro e bureta.
8. Põe-se o carregamento axial, já calculado.
9. Faz-se as leituras de u_w , deflectômetro e bureta nos tempos 0,5/1,0/2,0/4,0 e 7,0 minutos.
10. Com os dados da leitura de 7 minutos calcula-se qual a carga a ser aplicada para o próximo incremento de σ_3 de modo que σ_1 / σ_3 (do incremento a seguir) seja igual a K.
11. Prepara-se a carga a ser posta no pendural para a etapa seguinte.
12. Lê-se aos 10 minutos os aparelhos necessários (ver passo 7, por exemplo).
13. Retorna-se ao passo 5.

Somente uma equipe bem treinada consegue realizar o passo 10 após o 12 (o que é desejável), porque há necessidade de ter preparado, em mãos, o carregamento calculado para a etapa seguinte. Nos ensaios realizados, geralmente, era desprezível a diferença

rença das cargas estimadas com dados das leituras de 7 para os de 10 minutos. É desejável uma equipe de 3 laboratoristas para execução dos ensaios K (pelo menos nas condições em que foram realizados os ensaios do presente trabalho), principalmente por ocasião dos acréscimos das tensões radial e axial. Enquanto o primeiro está atento às leituras da aparelhagem, o segundo efetua acréscimo de σ_3 e o terceiro se prepara para o incremento de σ_1 . É também possível 2 laboratoristas bem entrosados executarem totalmente o ensaio.

C.2.3

Cuidados Adicionais - Lubrificação

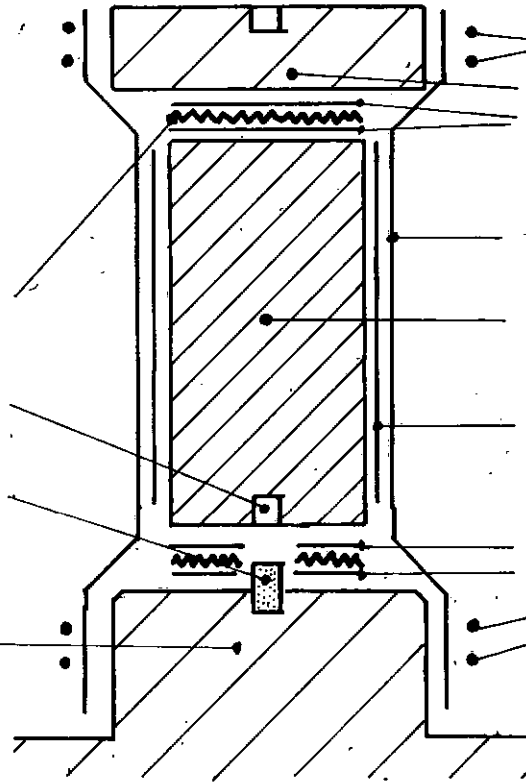
Nos ensaios com topo e base lubrificados dos cuidados tomados para os ensaios comuns são necessários mais alguns referentes à lubrificação. Para efetivação desses ensaios, com medição de u_w , projetou-se um pedestal com uma pedra porosa nele engastada (fig. A.1).

A montagem do provete é apresentada esquematicamente na fig. (C.1). Antes de sua montagem fazia-se um orifício centrado na base de dimensões aproximadas às da saliência da pedra porosa, tendo, entretanto, o cuidado de ser suficientemente pequeno para entrar em contacto direto com ela (pedra porosa) e de ser grande bastante para o provete ficar em contato com o pedestal sem se apoiar somente na pedra porosa.

Fig. C.1

Esquema da montagem do provete para ensaios com topo e base lubrificadas.

lubrificante
orifício no provete para encaixe na pedra porosa
pedra porosa
pedestal



aneis de borracha
cabeçote
membranas de borracha
membrana confinante de borracha
provete
papel filtro vasado
lubrificante
membranas de borracha
anéis de borracha para vedação

C.2.4

Cálculo

Para cálculo dos ensaios triaxiais considerou-se a influência dos seguintes fatores:

1. Expansão da célula sob ação da pressão confinante do provete.
2. Ar aprisionado na câmara e entre a membrana e o provete.
3. Penetração do pistão na célula (expulsando água)

Supõe-se haver uniformidade de tensões e deformações (este item já foi abordado no capítulo II.)

Os itens 1 e 2 são objetivos de estudo dos apêndices B e E.

O processo de cálculo da variação de volume do provete é mostrado graficamente nas figuras (C.2) para ensaios comuns e (C.3) para ensaios K.

Foram empregadas as seguintes fórmulas para cálculo dos ensaios:

$$\Delta H = LD_i - LD$$

$$V_{cp} = V_{icp} - \Delta V_{cp}$$

$$A_{cp} = \frac{V_{icp} - \Delta V_{cp}}{H_{icp} - \Delta H}$$

$$\sigma_1 = \frac{W - \sigma_3 A_{pis}}{A_{cp}} + \sigma_3$$

$$\Delta V_{cp} = (LB_i - LB) C_{bureta} + \Delta H \cdot A_{pis} - V_{ca}$$

para ensaios K: $V_{icp} = V_{ocp}$

para ensaios $\sigma_3 = C_{te}$; $V_{icp} = V_{ocp}$ - Variação de volume do provete durante a fase inicial de equalização de u_w

em que:

H - Altura do provete

σ - pressão

LB - leitura da bureta

LD - leitura do deflectômetro
 V - volume
 Δ - simboliza incremento de grandeza que o segue
 C - constante

Subscritos:

a - ar aprisionado na célula e entre o provete e a membrana
 ca - calibração
 cp - provete
 o - inicial, antes do ensaio
 i - inicial do ensaio, após o período de equalização de u_w e estabilização da variação volumétrica do provete
 pis- pistão
 1 - principal maior ou axial
 3 - principal menor ou radial

Sem subscrito

Valor da grandeza no estágio considerado.

Notas: A variação de volume é considerada positiva quando indica diminuição de volume do provete.

Vca empregado na fórmula já deve incluir as correções do ar aprisionado (tanto na calibração quanto no ensaio)

C.3 Ensaio de Adensamento Oedométrico

Todos os ensaios foram tipo anel fixo. Os provetes da série C foram colocados na célula de adensamento, após o qual encheu-se a célula de água deaerada, esperou-se durante algumas horas que o provete expandisse, o que efetivamente não ocorreu e colocou-se o primeiro carregamento. O procedimento para as séries L e P foi de não permitir a expansão por meio de aplicação de

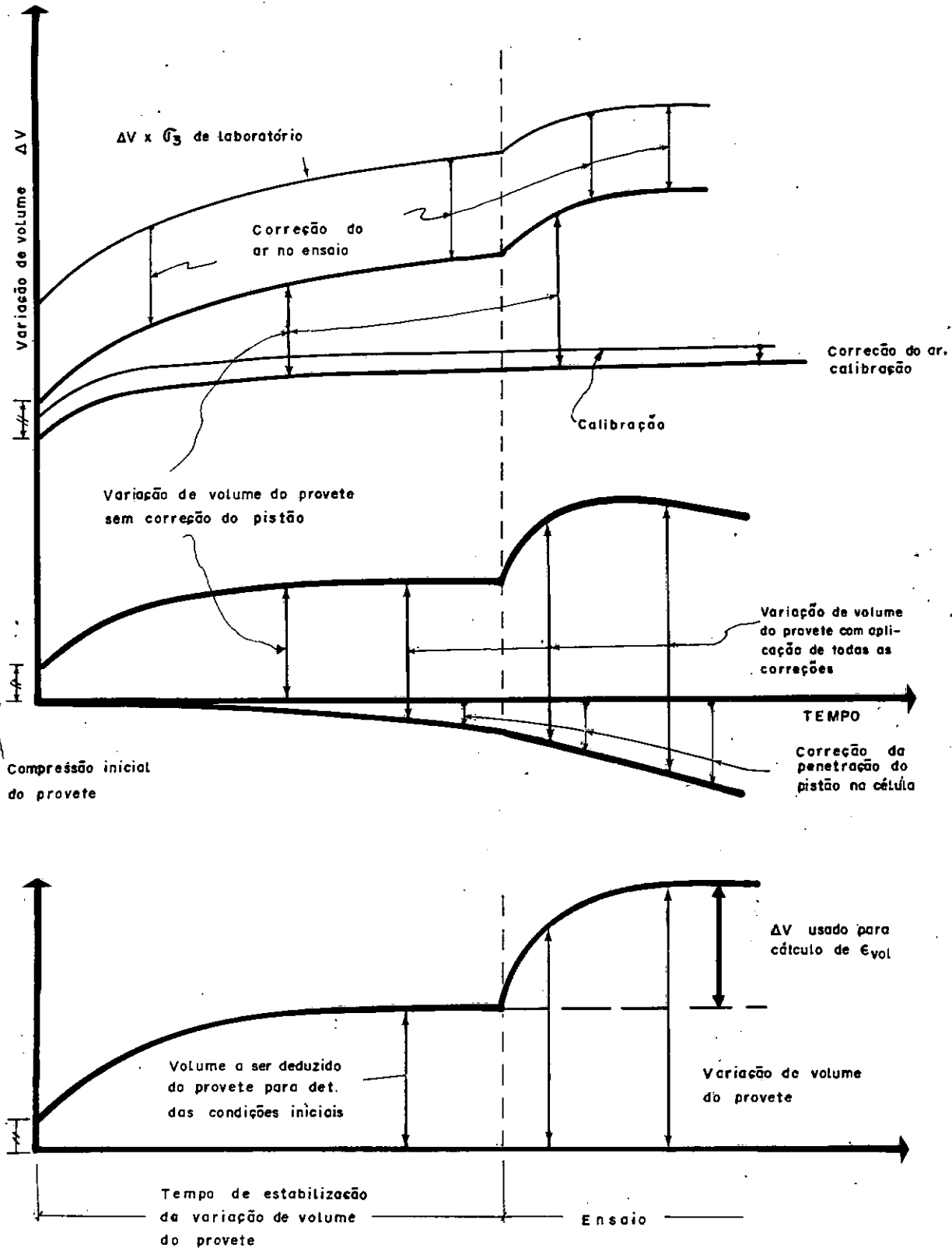


FIG. C.2 CORREÇÕES APLICADAS PARA CÁLCULO DA VARIAÇÃO DE VOLUME DO PROVETE. ENSAIOS TRIAXIAIS COMUNS

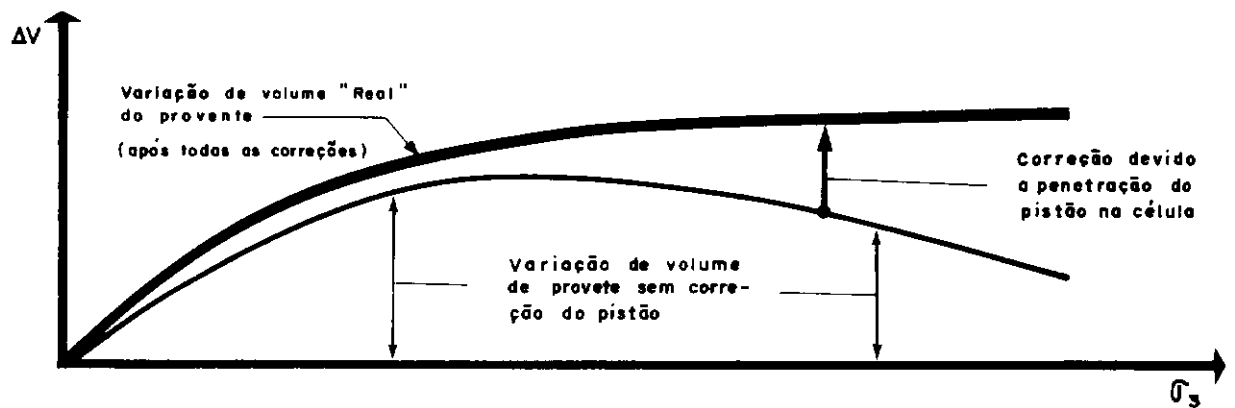
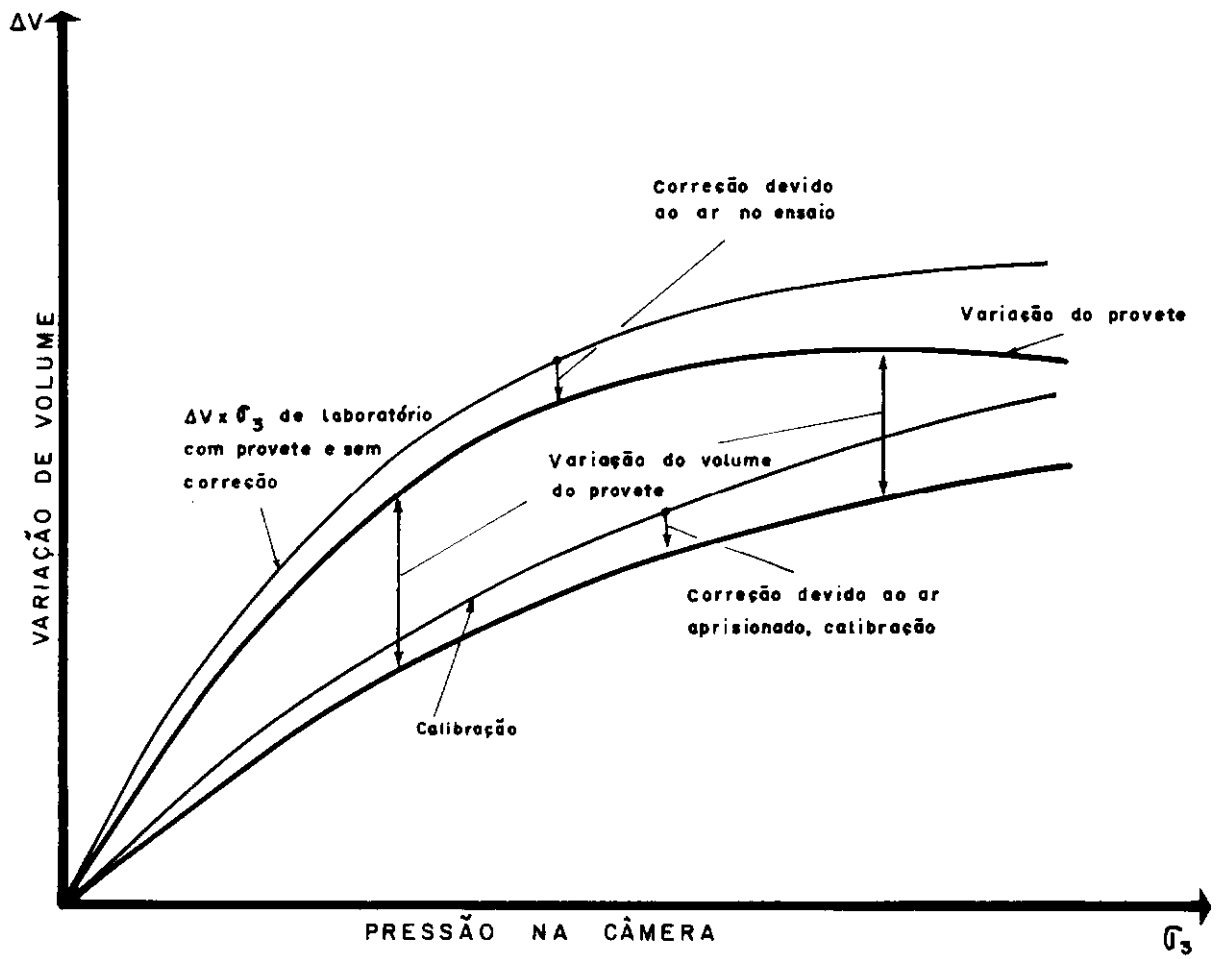


FIG. C.3 CORREÇÕES APLICADAS PARA CÁLCULO DA VARIACÃO DE VOLUME DO PROVETE. ENSAIOS K.

cargas, nos quais se considerou desprezível a pressão de expansão. O prosseguimento do ensaio foi como recomendado por Bowles (1970).

Antes de cada ensaio determinava-se a flexibilidade do sistema empregando-se um provete de aço em vez do solo prosseguindo a calibração com a mesma sequência de carregamento e descarregamento. A comparação das curvas e x $\log \sigma'_v$ com e sem correção apresentou pequenas, mas não desprezíveis para fins de pesquisa, diferenças entre si. Os resultados apresentados são os corrigidos e foram calculados empregando-se as leituras após 24 horas de aplicação das cargas.

C.4 Pressão da água nos poros

Neste ítem são mostrados os cálculos que podem dar estimativas quanto ao retardamento da medição de u_w devido a flexibilidade do sistema e o tempo necessário para haver sua equalização (de u_w) ao longo do provete. Os resultados apenas dão uma idéia, não mais que uma avaliação, desses tempos por motivos de, com os dados existentes, não ser possível estimar certos parâmetros mais realistas.

C.4.1 Flexibilidade do Sistema de Medição

Utilizou-se a teoria desenvolvida por Gibson (1963) para cálculo do tempo de resposta da aparelhagem de medição de u_w .

Empregou-se os seguintes parâmetros:

Área da pedra porosa $A = 10,7\text{cm}^3$

Coeficiente de compressibilidade do solo (obtido do ensaio de adensamento oedométrico) $m_v = 0,050$ a $0,010 \text{ cm}^3/\text{cm}^3/\text{kg}/\text{cm}^2$.

Altura do provete $10,1\text{cm}$ (menor caminho de drenagem)

Coeficiente de adensamento (vertical, oedométrico)
 $C_v = 1.7 \text{ a } 7.1 \text{ (x}10^{-3}\text{) cm}^2/\text{seg.}$

Flexibilidade do Sistema - $4.8 \times 10^{-2} \text{ cm}^3/\text{kgf/cm}^2$
 (DYNISCO - Ver apêndice A)

com a equação

$$n = \frac{A \cdot h \cdot m_v}{\lambda} = \frac{10.7 \times 10.1 \times 0.050}{4.8 \times 10^{-2}} = 22$$

entrando na fig. 7 p.9 de Gibson (1963)
 obteve-se $T = 2,5 \times 10^{-1}$ para 99% de equalização.

Sabendo-se que

$$T = \frac{C_v \cdot t}{h^2} \quad \begin{array}{l} t - \text{tempo} \\ T - \text{fator tempo} \end{array}$$

Chega-se a

$t = 15\,363$ segundos, sem considerar a influência da drenagem lateral que pode até reduzir 81 vezes para medição somente na base (81 foi obtido através das comparações das tabelas 19 p.205, 7 p.126 e 6 p.125 de Bishop e Henkel, 1962). A redução de 81 vezes é somente aplicável quando há drenagem sobre toda a superfície lateral do provete e com a condição de perda de carga desprezível nos drenos.

$$t = 15.363/81 = 190 \text{ seg} \approx 3 \text{ minutos}$$

Ter-se-ia um tempo de resposta de 3 minutos empregando-se os parâmetros mais desfavoráveis (C_v min, m_v max e diâmetro de pedra porosa em vez de ser o do provete - 5,08cm - 99% de equalização). Utilizando-se a faixa de variação dos parâmetros oposta à anterior chega-se a um tempo de 72 seg. para 95% de igualação, com que a eficiência máxima dos drenos laterais cai para 1 seg.

Tem-se assim, uma faixa de 1 a 190 segundos para o tempo de resposta da aparelhagem.

C.4.2 Uniformização ao Longo do Provete

A não uniforme distribuição da pressão d'água nos poros durante o ensaio triaxial devido ao atrito nos topo e base do provete é explicada simplificada e didaticamente por Blight (1963.b). Neste item são apresentados resultados de cálculos aplicando-se a teoria de Gibson sem entrar em discussão a respeito. Ratifica-se o já dito em C.4 (início). Tal teoria é mostrada em trabalho de Bishop e Gibson (1963) e citada em várias outras publicações.

Seguindo as recomendações de Bishop e Henkel (1962) pp 197-206, com os dados seguintes:

Altura do provete - $2h = 10.1\text{cm}$

C_v do solo de 1.7 a 7.1 ($\times 10^{-3}$) cm^2/seg

e de Gibson fator tempo

$T = 0.071$ para DRP (drenagem radial perfeita)

$T = 1.67$ para SDR (sem drenagem radial)

se sabendo que $T = \frac{C_v t}{h^2}$

formou-se a tabela (C.1) que é suficiente para nos dar uma idéia do tempo de uniformização da pressão d'água nos poros ao longo do provete.

TABELA (C.1)

TEMPO DE UNIFORMIZAÇÃO DE U_w

	D	R	P*	S	D	R*
$C_v = 7,1 \times 10^{-3} \text{ cm}^2/\text{seg}$				3,5 min		1,3 horas
$C_v = 1.7 \times 10^{-3} \text{ cm}^2/\text{seg}$				14 min		5,5 "

Para um tempo de unifor
mização de U_w de 10 min C_v seria (cm^2/seg) $2,4 \times 10^{-3}$ 5.6×10^{-2}

APÊNDICE DCORREÇÕES EFETUADAS NA SÉRIE C

Nos ensaios K σ_3 e σ_1 variam no decorrer do ensaio. Assim, tanto σ_3 quanto σ_1 influem em todas as deformações do provete. Nos ensaios triaxiais corriqueiros, geralmente, a pressão na célula é mantida constante enquanto o provete é carregado axialmente. Além disso, a aplicação da pressão confinante em solos não saturados causa deformações no provete; usualmente aguarda-se a estabilização das deformações para se iniciar o carregamento de σ_1 , quando verdadeiramente começa o ensaio. Ora, havia necessidade de execução de ensaios triaxiais em que σ_3 é mantida constante para obtenção de parâmetros que, aplicados na formulação em estudo, poderia simular ensaios K. Pensou-se, então, que a execução desses ensaios da maneira corriqueira desprezaria as deformações iniciais causadas pela ação de σ_3 . Porém, se logo após a aplicação da pressão confinante se aplicasse a tensão desvio e se continuasse o ensaio, se estaria incluindo a influência de σ_3 .

Os resultados não foram satisfatórios e se correu o risco de ter parte da série C não aproveitada. Foi decidido, entretanto, procurar meios que pudessem corrigir os resultados para que se conseguissem dados como se o ensaio tivesse sido realizado da maneira usual. Finalmente, após inúmeras tentativas, surgiu uma forma simples e eficiente que será descrita a seguir.

Os resultados dos ensaios sem correção, mostrados na fig. (D.1) sugerem um comportamento como o ilustrado pelas linhas tracejadas. Nota-se que as curvas estão deslocadas devido a σ_3 , e sua influência é notada, também, sempre no primeiro ponto de cada ensaio, sistematicamente fora de alinhamento. Em vista disso foi decidido interpolar uma função pelos pontos acima do segundo estágio de carregamento axial e extrapolar abaixo até encontrar o eixo dos $\epsilon_{1,1}$. A função simples que forneceu melhores resultados foi

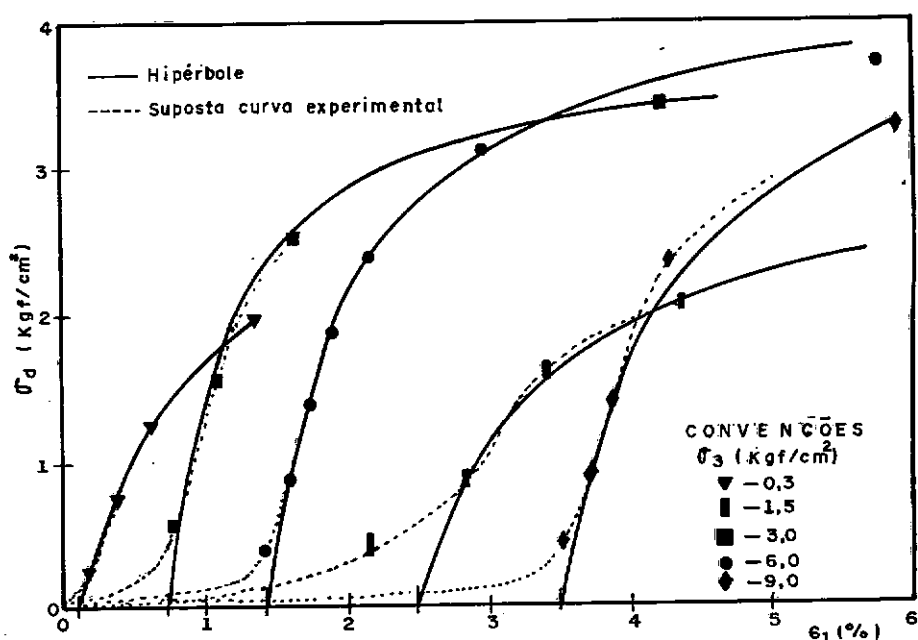


Fig. D.1 Hipérbole ajustadas para correções das condições iniciais do ensaio.

a hiperbole equilátera. A fig. (D.1) mostra a posição das hipérboles - em linhas cheias - obtidas pelo método dos mínimos quadrados, eq. (D.1)

$$\sigma_d = \frac{a \epsilon_1 + b}{1 + c \epsilon_1} \quad (D.1)$$

a, b, c - constantes determinadas pelo método dos mínimos quadrados.

Será mostrado agora um exemplo típico das correções efetuadas nos ensaios. Foi escolhido aleatoriamente o ensaio $\sigma_3 = 3,00 \text{ kgf/cm}^2$.

1. Determinação da hipérbole:
 $a = 15,12$ $b = 10,95$ $c = 3,89$
2. Interseção da hipérbole com o eixo dos ϵ_1 :
 $\epsilon_1 = 0,724\%$ para $\sigma_d = 0$

3.

A nova altura inicial do provete

$$H_i = H_o (1 - 0,00724) = 10,05 (1 - 0,00724) = 9,98$$

$$H_i = 9,98 \text{ cm (ver dados da folha de ensaio mais a diante).}$$

Da folha de ensaio tem-se os seguintes dados:

Tempo (min)	Leitura da bu reta (div)	Leitura do de flectômetro (cm)
Início 0	64.9 = LB _o	5,400 = LD _o
Aplicação de $\sigma_3 = 3,00$		
0	32.1	-
0,5	-	-
1	32.1	4,431
2	31.5	4,429
4	31.1	4,426
7	30.6	4,424
10	30.35	4,423

Altura inicial
do provete $H_o =$
= 10,05cm

Volume inicial
 $V_o = 203 \text{ cm}^3$

Const.da bureta
 $0.167 \text{ cm}^3/\text{div}$

Calibração -C
 $C = 4.11 + 0,105t^{0,22}$
(cm^3)

Área do pistão =
= 1.27 cm^2

4.

A nova leitura do deflectômetro, LDi

$$LDi = LDo - H_o \varepsilon_1 = 4,5 - 10,05 \times 0,00724$$

$$LDi = 4,427$$

Aqui é onde começam as correções que afetarão a de formação específica volumétrica ($\varepsilon_{vol.}$). Com LDi procurava-se na folha de ensaio qual a leitura mais próxima; neste caso é a de 4 minutos LD=4,426. Adota-se, então, o LDi = 4,426 e a leitura inicial da bureta passará a ser a correspondente ao tempo de 4min.

5. Leitura inicial da bureta

$$L_{Bi} = 31.1$$

Só resta agora calcular o volume inicial e as alterações necessárias à calibração por se haver mudado as leituras iniciais da bureta (de 64.9 para 31.1) e do deflectômetro (4,5 para 4,426).

6. Volume inicial

A variação de volume nesse intervalo de tempo, 0 a 4 min. do provete foi de:

$$\begin{aligned} \Delta V_{cp} &= (64,9 - 31,1) \times 0,167 + (0,0728 \times 1,27) - (4,11 + 0,105 \times 4^{0,221}) = \\ &= 1.48 \text{ cm}^3. \end{aligned}$$

A 1a. parcela é variação de volume medida, a 2a. é correção devido a penetração do pistão na célula, expulsando água, e a 3a. é a calibração da expansão da célula.

$$V_i = 203 - 1,48 = 202 \text{ cm}^3$$

7. Calibração

A calibração já não precisa incluir a dilatação imediata do sistema e passa a ser:

$$C = 0,105 t^{0.221} - 0,105 \times 4^{0.221}$$

$$C = 0,105 t^{0.221} - 0,143 \quad (\text{cm}^3)$$

A tabela (D.1) mostra as alterações das condições

TABELA D.1

Comparação das Condições Iniciais Antes e Após Correções

	LDi	LBi	Vi	Hi	Calibrações
Antes	4,500	64,9	203	10,05	$4,11 + 0,105 t^{0,221}$
Após	4,426	31,1	202	9,98	$0,105 t^{0,221} - 0.143$

Correções semelhantes foram efetuadas em todos os ensaios de série C.

APÊNDICE E

CORREÇÃO DO AR APRISIONADO ENTRE O PROVETE E A
MEMBRANA DE BORRACHAE.1 Introdução

A variação de volume de provetes de solos parcialmente saturados submetidos a ensaios triaxiais rápidos é, geralmente, medida pela quantidade de fluido que entra e sai da célula. Dessa medição deve-se abater um volume devido a expansão da câmara sob pressão, e outro devido à compressibilidade dos gases aprisionados entre o provete e a membrana de borracha. Para estimativa do primeiro, usualmente, faz-se calibrações da expansão da célula sob pressão. Do segundo, há uma correção apresentada por Bishop e Henkel (1962) que nem sempre apresenta resultados satisfatórios. A correção agora apresentada foi elaborada tendo em vista solos não muito compressíveis e com umidade tal que se tenha razoável certeza que seus vazios preenchidos por ar não estejam interligados; e.g. solos compactados acima da umidade ótima.

E.2 Descrição do Método

Segundo a lei Boyle - Mariotte:

$$P_o V_o = P_1 V_1 \quad (E.1)$$

em que P, V - pressão e volume no gás, subscritos indicam o estágio considerado.

$$\text{Se } P_1 > P_o$$

$$P_o V_o = P_1 (V_o - \Delta V) \quad (E.2)$$

ΔV é a variação de volume do gás do estágio 1 para o estágio 2

$$P_0 V_0 = P_1 V_0 - P_1 \Delta V \quad (E.3)$$

$$V_0 (\Delta P) = P_1 \Delta V \quad (E.4)$$

em que

$$\Delta P = P_1 - P_0$$

Graficamente a eq. (E.4) é uma reta que passa pela origem dos eixos.

Com medições de ΔV , determina-se V_0

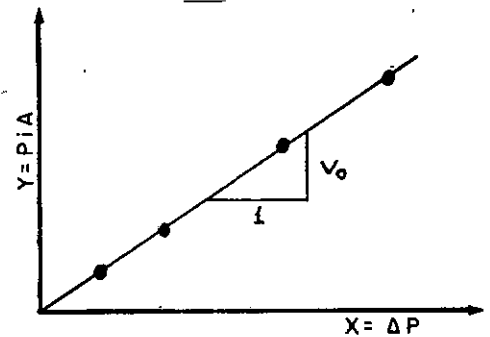


FIG. E.1

Assim, para estimativa do volume de ar aprisionado, antes de se iniciar o ensaio, aplica-se pequenos incrementos de pressão confinante e mede-se a variação de volume. Traça-se um gráfico semelhante a fig. E.1 e o volume de ar aprisionado é a inclinação da reta ajustada aos pontos obtidos experimentalmente. Supõe-se que para pequenas pressões (menores que $0,20 \text{ kgf/cm}^2$) que a expansão da célula triaxial, bem como variação de volume do provete, são desprezíveis, em relação à variação de volume de ar aprisionado.

E.3 Aplicações

Foram efetuados 4 testes com a correção. Dois em provetes de madeira, com cabeçote e pedestal alargados, para ensaios com topo e base lubrificadas e dois com provetes de aço envolvido em papel vazado em 50%. Resultados experimentais e cálculos são apresentados nas tabelas E.1 e E.2 e graficamente na fig. (E.2), as tabelas apresentam apenas um teste com provete de madeira e um com provete de aço.

TABELA E.I

CÁLCULO DA CORREÇÃO EM PROVETE DE MADEIRA COM CABEÇOTE E PEDES
TAL ALARGADOS

Diâmetro 5,08cm - Altura 11,5cm

Estágio i	Pressão Con- finante σ_3 (kgf/cm ²)	Variação de Vol. ΔV (cm ³)	Pressão Absoluta $\sigma_3 + p_{atm.}$	ΔP x kgf/cm ²	P_i y kgf cm	ΔV_i
0	0,00	0,000	0,996*	0,000	0,000	
1	0,05	0,234	1,046	0,05	0,245	
2	0,10	0,493	1,196	0,10	0,540	
3	0,15	0,600	1,146	0,15	0,756	
4	0,20	0,852	1,196	0,20	1,019	
5	0,25	1,00	1,246	0,25	1,246	
6	0,30	1,17	1,296	0,30	1,516	

* pressão atmosférica medida

Por regressão linear considerando $y = \alpha_0 + \alpha_1 x$ encontrou-se: $\alpha_0 = 0,007$ $\alpha_1 = 5,0$ $r^2 = 0.999$ r^2 coeficiente de correlação, quanto mais próximo de 1 melhor é a concordância dos pontos com a reta. A fig. (E.2) ilustra os resultados.

TABELA E.2

CÁLCULO DO VOLUME DE AR APRISIONADO ENTRE O PROVETE E A MEMBRANA

PROVETE DE AÇO CILINDRICO COBERTO COM PAPEL FILTRO VAZADO EM 50%

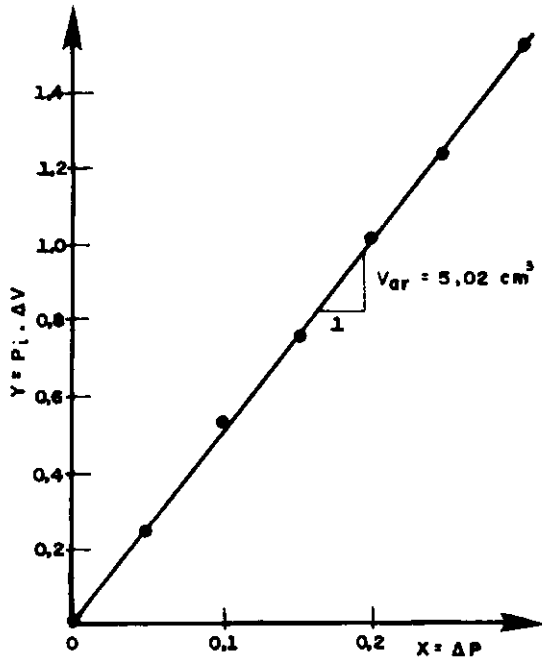
Diâmetro 5,08cm - Altura 11.18cm

Estágio i	Pressão Confinante σ_3 (kgf/cm ²)	Variação de Vol de Vol ΔV (cm ³)	Pressão Absoluta $\sigma_3 + p_a$	ΔP x kgf/cm ²	P_i y kgf/cm	ΔV_i
0	0,00	0,000	0,991*	0,00	0,000	
1	0,05	0,129	1,04	0,05	0,134	
2	0,10	0,274	1,09	0,10	0,299	
3	0,15	0,387	1,14	0,15	0,442	
4	0,20	0,504	1,19	0,20	0,601	

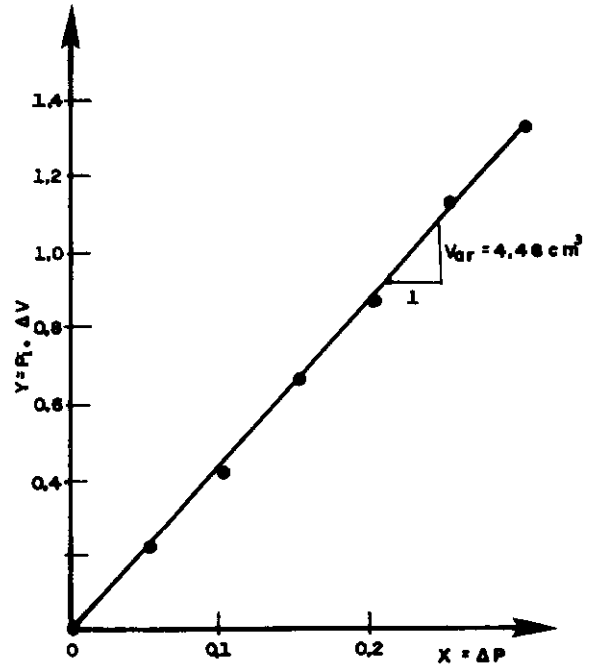
* Pressão atmosférica medida

Por regressão linear considerando $y = \alpha_0 + \alpha_1 x$ encontrou-se $\alpha_0 = 0,007$ $\alpha_1 = 3,02$ $r^2 = 0,999$

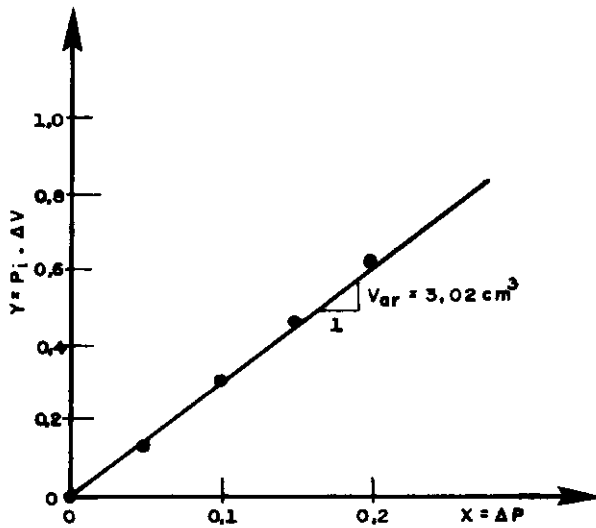
A aplicação desta correção - em provetes de um solo argiloso compactado em unidade em torno de 2% acima de ótima, com uma pressão de pré-adensamento, virtual, de 2,00kgf/cm² determinada através de ensaios de adensamento oedométrico, pelo método de Pacheco Silva, submetido a ensaios triaxiais rápidos - é apresentado na tabela (E.3).



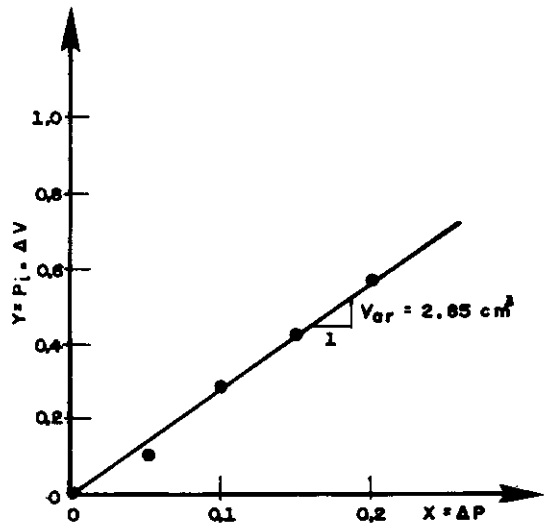
TOPO E BASE ALARGADOS
PROVETE DE MADEIRA
(A 1)
(a)



TOPO E BASE ALARGADOS
PROVETE DE MADEIRA
(A 2 a)
(b)



TOPO E BASE DE 5,08 cm de Ø PROVETE
DE AÇO ENVOLVIDO COM PAPEL FILTRO
VAZADO EM 50 %
(C 1)
(c)



TOPO E BASE DE 5,08 cm de Ø PROVETE
DE AÇO ENVOLVIDO COM
PAPEL FILTRO VAZADO EM 50 %
(C 2)
(d)

FIG. E.2 ESTIMATIVA DO VOLUME DE AR APRISIONADO

TABELA (E.3)

RESULTADOS DA APLICAÇÃO DA CORREÇÃO

	Provete de:	Dimensões Diâmetro x Altura (cm)	Volume de ar apris. (cm ³)	Número de me dições
Cabeçote e pedestal alargados (V. fig. (E.1))	Madeira s/papel filtro	5,08 x 11,3	4,7±0,25	2
	Solo c/ papel fil tro vaza- do em 50%	5,08 x 11.7	7.9±.3	10
Cabeçote e pedestal do mesmo diâmetro do provete	Aço c/pa pel fil tro vaza do em 50%	5,08 x 11.2	2.9±0.1	2
	Solo, pa- pel fil- tro idem	5,08 x 11.7	4.5±0,3	8
Célula enchida sô com água, pequenas bolha de ar aprisio nadas			1.7±0,7	19

As discrepâncias, do volume de ar aprisionado, entre provetes do solo e de aço podem ser atribuídas a diferente rugosidade dos dois materiais. Idem entre provetes de madeira e de solo.

E.4 Conclusões

A correção apresentada mostrou resultados coerentes nos testes de verificação de sua validade.

Suas hipóteses são:

1. A variação de volume medida a baixas pressões se deve *unicamente* à variação de volume do ar aprisionado; i.é.: as variações de volumes do provete e da célula triaxiais são desprezíveis em relação à variação de volume medida.
2. É válida a lei de Boyle-Mariotti
3. Os vazios do solo preenchidos por gases não são interconectados (para valer a hipótese 1).
4. O ar aprisionado está inicialmente sujeito à pressão atmosférica ou perto dela.

APÊNDICE FINFLUÊNCIA DA PEDRA POROSA NO TEMPO DE RESPOSTA DA APARELHAGEM DE MEDIÇÃO DA PRESSÃO DA ÁGUA NOS POROS.

Os estudos de tempo de resposta do sistema de medição da pressão d'água nos poros geralmente assumem a condição da pedra porosa no topo ou base do provete ser infinitamente permeável em relação ao solo. O emprego de pedras porosas de alta pressão de borbulhamento, quase sempre com baixa permeabilidade, sugere a consideração perda de carga na pedra porosa. A análise seguinte supõe válida a lei de Darcy e uma pressão constante P sobre a pedra porosa, fig. F.1. Foi desenvolvida tendo em vista os transdutores eletrônicos de pressão, sendo, todavia, facilmente susceptível à generalizações.

Para medição da pressão da água nos poros (u_w) é necessário a ocorrência de um fluxo d'água através da pedra porosa na direção do sistema de medição. Pela lei de Darcy

$$Q = k i A \quad (F.1)$$

em que:

Q é a vazão do fluxo; k , A permeabilidade e área da secção transversal da pedra porosa; i gradiente hidráulico.

$$i = \frac{p - p'}{h \gamma_w} \quad (F.2)$$

p , p' - pressão sobre e sob a pedra porosa fig. (F.1)

h - altura da pedra porosa; γ_w peso específico da água

Porém:

$$p' = \frac{V}{\lambda} \quad (F.3)$$

V - Volume de água que entrou no sistema a partir do tempo em que se iniciou a medição

λ - Constante do transdutor, indica a sua flexibilidade expresso em volume unitário sobre pressão unitária.

Introduzindo um fator denominado grau de igualação (a)

$$a = \frac{p'}{p} \quad (F.4)$$

Sabendo-se que

$$Q = \frac{dv}{dt} \quad (F.5)$$

e substituindo-se os valores de i e P' dados em (F.2) e (F.3) em (F.1) tem-se

$$Q = \frac{dv}{dt} = \frac{k A}{h \gamma_w} \quad p = \frac{V}{\lambda} \quad (F.6)$$

Sendo:

$$\alpha = \frac{kPA}{h\gamma_w}$$

$$\beta = \frac{k A}{h \gamma_w \lambda}$$

tem-se:

$$\frac{dv}{dt} = \alpha + \beta V \quad (F.7)$$

Resolvendo-se a equação diferencial (F.7) com as condições de fronteira:

1. $V = 0$ para $t = 0$

2. $V = aP\lambda$ para $t = t$

e substituindo os valores de α e β e efetuando as simplificações adequadas chega-se a:

$$t = - \frac{h\lambda\gamma w}{K A} \ln(1-a)$$

Em que t é o tempo necessário para haver uma igualação a de pressões.

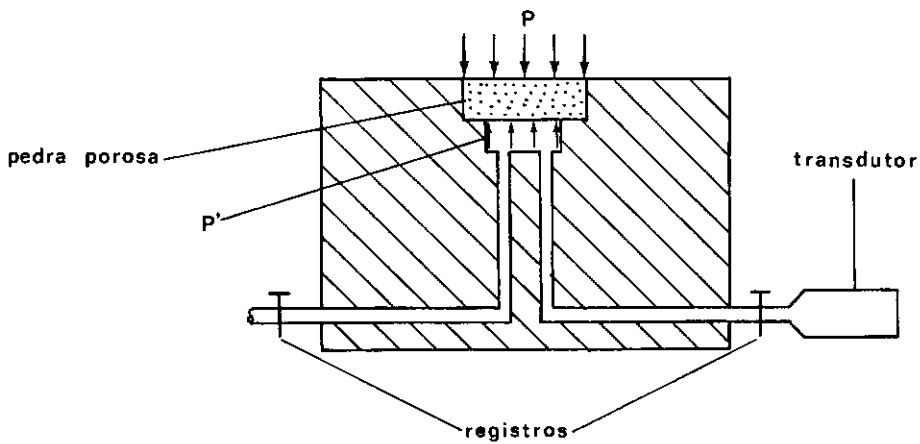


Fig. F.1